

Západočeská univerzita v Plzni

Fakulta aplikovaných věd

Katedra mechaniky



**PORUŠOVÁNÍ KOMPOZITNÍCH
KOMPONENT PŘI RŮZNÝCH TYPECH
ZATĚŽOVÁNÍ**

Ing. Jan Krystek

disertační práce

k získání akademického titulu

doktor v oboru Aplikovaná mechanika

Školitel: Prof. Ing. Vladislav Laš, CSc.

Školitel specialista: Ing. Radek Kottner, Ph.D.

PLZEŇ, 2013

University of West Bohemia in Pilsen

Faculty of Applied Sciences

Department of Mechanics



**DAMAGE OF COMPOSITE
COMPONENTS UNDER VARIOUS
TYPES OF LOADING**

Ing. Jan Krystek

A dissertation

submitted for the degree of Doctor of Philosophy
in Applied Mechanics

Supervisor: Prof. Ing. Vladislav Laš, CSc.

Advisor: Ing. Radek Kottner, Ph.D.

PILSEN, 2013

Prohlášení

Předkládám k posouzení a obhajobě disertační práci zpracovanou na závěr doktorského studia na Fakultě aplikovaných věd Západočeské univerzity v Plzni.

Prohlašuji, že jsem tuto disertační práci vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který je součástí této práce.

.....

Poděkování

Děkuji mému školiteli Prof. Ing. Vladislavu Lašovi, CSc. za vedení v celém průběhu mého doktorského studia. Děkuji mým kolegům, ale především kamarádům Ing. Radkovi Kottnerovi, Ph.D., a Ing. Tomášovi Kroupovi, Ph.D. za rady a zkušenosti předané nejen při vytváření disertační práce. Kolegovi Ing. Lukášovi Bekovi děkuji za spolupráci při experimentech na kolíkových spojích. Všem dalším kolegům z Katedry mechaniky ZČU v Plzni děkuji za vytvoření příjemného pracovního prostředí a za užitečné rady.

V neposlední řadě děkuji mým rodičům za veškerou podporu v průběhu celého mého dosavadního studia. Za šťastné rozpoložení děkuji své manželce Hance.

Anotace

Hlavním cílem bylo vytvořit metodiku pro návrh kolíkových spojů kompozit-kov se zaměřením na jejich únosnost.

V současnosti rychle narůstá počet výrobků, ve kterých se využívá kompozitních materiálů. Zpravidla nedochází k nahrazování celé struktury za kompozitní, ale kompozitem je nahrazena jen určitá část. S tím vyvstává otázka, jak napojovat kompozitní prvky do zbytku struktury. Problematika navrhování spojů z kompozitních materiálů je velmi rozsáhlá.

Jednou z možností pro spoje kompozit-kov jsou právě kolíkové spoje. Ty patří do skupiny rozebíratelných spojů. Podle způsobu výroby jsou rozlišovány dva typy kolíkových spojů - ovíjené a neovíjené. Ovíjené kolíkové spoje byly v této práci uvažovány z jednoměrového kompozitu. Neovíjené kolíkové spoje byly zkoumány na laminátech.

Kompozitní prvek ovíjeného kolíkového spoje (tzv. očko) je zatížen kombinací tahu ve směru podélném a tlakem ve směru příčném. Hodnoty příčného napětí mohou při kombinovaném namáhání několikanásobně převýšit hodnoty dosažené při jednoosém namáhání. Žádné z dostupných kritérií toto nepostihuje. Pro správné pochopení chování kompozitu při této specifické napjatosti bylo nejprve přistoupeno k analýzám jednodušších zatěžovacích stavů.

Nejdříve byl uvažován přímý vzorek obdélníkového průřezu (očko s nekonečným poloměrem), který byl zatížen pouze lokálním tlakem. Tvar kolíku byl také zjednodušen. Následovalo rozšíření na dvouosé zatížení a to tak, že vzorek byl kromě lokálního tlaku ve směru příčném zatížen i tahem ve směru podélném. Na základě dosažených výsledků bylo navrženo vlastní kritérium pro posouzení únosnosti při této napjatosti.

Zkušeností získaných z analýz jednodušších zatěžovacích stavů bylo následně využito v analýzách ovíjených kolíkových spojů. Zde byla validována pevnostní kritéria a provedena analýza vlivu geometrických parametrů spoje na jeho únosnost.

Pro neovíjené kolíkové spoje byly provedeny numerické simulace prvního i konečného porušení odpovídající únosnosti spoje. V těchto numerických simulacích byl použit model postupného porušování, který byl validován pomocí tlakové zkoušky.

Numerické simulace byly provedeny v konečnoprvkových systémech *MSC.Marc* a *Abaqus*. Byl vytvořen materiálový model obsahující nelineární vztah popisující chování kompozitu ve smykové oblasti. Materiálové parametry byly určeny identifikací z tahových a tlakových zkoušek.

Získané znalosti z experimentů a numerických simulací kolíkových spojů byly shrnuty v metodice pro navrhování kolíkových spojů.

Klíčová slova: dvouosé zatížení, kolíkový spoj, kompozit, kritéria porušení, lokální tlak, MKP, postupné porušování.

Annotation

The main aim was to create methodology for design of pin joints composite-metal with regards to load capacity. Currently, the number of products that utilize composite materials is rapidly increasing. Usually, the whole structure is not replaced with composite materials, but only a certain part of it is replaced. However, the integration of composite components into metal structures brings many problems.

Pin joint is one possibility of joining composites with metals. Such joint can be disassembled. According to the method of manufacture, two types of pin joints can be distinguished – wrapped and non-wrapped pin joints. In this work, wrapped pin joints were made from unidirectional carbon composite and non-wrapped pin joint were made from laminate.

The composite part of the wrapped pin joint (loop) is exposed to a combination of tension in the longitudinal direction and localized compression in transverse direction. Values of compressive stress in the transverse direction can exceed several times the value achieved in uniaxial loading. The basic loading states were analyzed for correct understanding of fracture of the composite in case of the mentioned specific state of stress.

First, straight specimen with rectangular cross-section (loop with an infinite radius) was considered. The specimen was exposed to localized compression in the transverse direction. An extension to biaxial loading followed, the specimens were exposed to the combination of tension in the fibre direction and localized compression in the transverse direction. No known criterion could correctly predict the failure, therefore, own failure criterion for prediction of load capacity was proposed.

Experience from analysis of basic loading states was used in the analysis of wrapped pin joint. Failure criterion was validated and the influence of geometric parameters of pin joint on its load capacity was investigated.

In case of non-wrapped pin joint, numerical simulations of the first and ultimate failure

were carried out. Model of progressive damage was used in these simulations and this model was validated by means of compression test.

Numerical simulations were performed using finite element method in MSC.Marc and Abaqus. Material model with nonlinear function with constant asymptote had to be used for the description of shear stress behaviour. Material parameters were identified using finite element simulations of tensile and compression tests.

Experience from experiments and numerical simulations of pin joint was summarized in methodology for design of pin joints.

Keywords: biaxial loading, composite, failure criteria, FEM, local compression, pin joint, progressive damage.

Obsah

Anotace	iii
Annotation	v
Obsah	ix
Seznam obrázků	xiv
Seznam tabulek	xv
Seznam označení	xvi
1 Úvod	1
2 Současný stav problematiky	4
3 Módy porušení dlouhvláknových kompozitů	16
3.1 Porušení vláken	16
3.2 Mezi-vláknové porušení	17
3.3 Delaminace	19
4 Kritéria porušení	20
4.1 Kritérium <i>maximálních napětí</i>	22
4.2 Kritérium <i>maximálních deformací</i>	24
4.3 Kritérium <i>Hashin</i>	25
4.4 Kritérium <i>LaRC04</i>	27

5	Určení pevnostních parametrů	33
5.1	Meze pevnosti v tahu - X^T a Y^T	33
5.2	Mezní deformace v tahu - X_ϵ^T a Y_ϵ^T	36
5.3	Meze pevnosti v tlaku - X^C a Y^C	37
5.4	Mezní deformace v tlaku - X_ϵ^C a Y_ϵ^C	40
5.5	Podélná smyková pevnost - S^L	40
5.5.1	Smyk - Jednoosý tah $\pm 45^\circ$ laminátu	40
5.5.2	Smykové testy s dvojitým a trojitým vedením	41
5.5.3	Smykový test vzorku s V vrubem (<i>Iosipescu</i>)	41
6	Materiálový model kompozitu a identifikace jeho parametrů	44
6.1	Experimenty	47
6.1.1	Zkouška tahem	47
6.1.2	Zkoušky tlakem	49
6.2	Identifikace parametrů	52
6.3	Model postupného porušování	54
7	Zatížení lokálním tlakem	58
7.1	Popis vzorků a experimentů	59
7.2	Numerické simulace	62
8	Dvouosé zatížení	66
8.1	Popis vzorků a experimentů	66
8.2	Výsledky a vyhodnocení experimentů	68
8.3	Numerické simulace	72
8.3.1	Materiálový model	72
8.4	Kritéria porušení	73
8.4.1	Modifikace pevnostního kritéria <i>LaRC04</i> a její rozšíření	73
8.5	Výsledky numerických simulací	76
9	Ovíjené kolíkové spoje	80
9.1	Výroba vzorků a popis experimentů	80
9.2	Porušování vzorků	83
9.3	Numerické simulace	84

9.4	Vliv geometrických parametrů na únosnost	87
9.5	Ovíjené kolíkové spoje pro tlaková zatížení	92
10	Neovíjené kolíkové spoje	95
10.1	Experimenty	95
10.1.1	Vzorky	95
10.1.2	Zatěžování	97
10.1.3	Módy konečného porušení	98
10.1.4	První porušení	101
10.1.5	Vyhodnocení deformací	102
10.1.6	Výsledky experimentů	105
10.2	Numerické simulace	107
10.2.1	První porušení	107
10.2.2	Konečné porušení	111
10.3	Vliv geometrických parametrů na únosnost	115
11	Metodika návrhu kolíkových spojů	118
12	Závěr	123
	Publikace autora	127
	Použitá literatura	135
	PŘÍLOHA 1: Popis zkušebních vzorků	136
	PŘÍLOHA 2: Porovnání experimentů a numerických simulací	141

Seznam obrázků

2.1	Kompozitní část <i>IHPJ</i> spoje.	8
2.2	Experimentální vyšetření pevnosti <i>IHPJ</i> spojů kompozitního válce.	9
2.3	Prototyp vahadla na rámu kola.	10
2.4	Kompozitové vzpěry a táhla k ovládní vztlakových klapky.	11
2.5	(a) Upevnění rotoru vrtule, (b) vertikální upevnění ocasní roviny.	12
2.6	Ojnice firmy <i>GAIUS AUTOMITIVE INC.</i>	12
2.7	Rameno systému uložení kola firmy <i>GAIUS AUTOMITIVE INC.</i>	12
2.8	Kolo lokomotivy s vysoce poddajnou spojkou.	13
2.9	Závěsná lana mostů a jachet firmy <i>FutureFibres</i>	13
2.10	Kompozitový nosník.	14
3.1	Porušení vláken při tahovém zatížení.	17
3.2	Porušení vláken při tlakovém zatížení (a) přetržení vláken vlivem smyku, (b) mikro zborcení, (c) zborcení vlivem smyku nebo vybočení vláken.	17
3.3	Mezi-vláknové porušení (a) víceměrového, (b) jednosměrového laminátu.	18
3.4	Mezi-vláknové porušení při (a) příčném tahu, (b) podélném smyku.	18
3.5	Mezi-vláknové porušení při (a) příčném tlaku, (b) příčném smyku.	19
3.6	Delaminace laminátu.	19
4.1	Mezní křivky (a) <i>von Mises</i> kritérium, (b) <i>Tresca</i> kritérium, (c) porovnání obou předchozích.	21
4.2	Mezní křivky pro rozdílné pevnosti v tahu a tlaku (a) <i>von Mises</i> kritérium, (b) <i>Tresca</i> kritérium.	21
4.3	Mezní křivky pevnosti kritéria <i>max. napětí</i> pro materiál <i>T300/5208</i> (rozdílné měřítko na osách).	23
4.4	Závislost maximálního zatížení na úhlu vláken vůči podélné ose.	23

4.5	Mezná křivka pevnosti kritéria <i>maximálních deformací</i>	24
4.6	Porovnání mezných křivek pevnosti.	25
4.7	Mezné křivky pevnosti <i>Hashin</i> kritéria pro materiál <i>T300/5208</i> (rozdílné měřítko na osách).	26
4.8	<i>LaRC</i> #1.	27
4.9	<i>LaRC</i> #2.	27
4.10	<i>LaRC</i> #3.	28
4.11	<i>LaRC</i> #4.	28
4.12	Napětí v rovině porušení.	30
5.1	Vzorky pro zkoušku tahem.	34
5.2	Ilustrace stanovení tahové pevnosti.	34
5.3	Porušené vzorky - zkouška tahem.	35
5.4	Přípustné a nepřípustné módy a oblasti porušení.	36
5.5	Ilustrace stanovení mezné hodnoty tahové deformace.	37
5.6	Schéma zkoušky tlakem.	38
5.7	Schéma tlakové zkoušky.	38
5.8	Přípustné a nepřípustné módy a oblasti porušení.	39
5.9	Vzorek pro zkoušku dle <i>ASTM D 3518</i>	41
5.10	Schéma smykového testu s dvojitým vedením.	42
5.11	Schéma smykového testu s trojitým vedením.	43
5.12	Schéma smykového testu vzorku s V vrubem.	43
6.1	Tahový diagram (a) $\theta = 0^\circ$ a $\theta = 90^\circ$, (b) $\theta = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ a 90°	46
6.2	Porovnání lineárního a nelineárního modelu.	46
6.3	Tahové vzorky (a) $\theta = 0^\circ$, (b) $\theta = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ a 90°	48
6.4	Porušené vzorky po tahové zkoušce.	48
6.5	Typy tlakových testů.	49
6.6	Porušení vzorku C-IIa	51
6.7	Porušení vzorků (a) C-Ia, (b) C-Ib, (c) C-Ic, (d) C-Id.	51
6.8	Schéma procesu identifikace.	53
6.9	Porušení vzorku po tlakové zkoušce.	56
6.10	Numerická simulace postupného porušování vzorku.	57

7.1	Schéma (a) ovíjený kolíkový spoj - očko, (b) rozvinuté očko, (c) lokální tlak, (d) dvouosé zatížení.	58
7.2	Schéma zkoušky - lokální tlak.	59
7.3	Tlačné elementy.	60
7.4	Porušený vzorek po zatížení lokálním tlakem (pohled zhora a zdola). . . .	60
7.5	Řez porušeným vzorkem po zatížení lokálním tlakem.	60
7.6	Závislost síly na stlačení - zkouška lokálním tlakem.	61
7.7	Konečnoprvkový model zkoušky lokálním tlakem.	63
7.8	Index porušení - kritérium <i>maximálních napětí</i>	63
7.9	Index porušení - kritérium <i>Hashin</i>	64
7.10	Index porušení - kritérium <i>LaRC04</i>	64
8.1	Vzorky s hliníkovými příložkami.	67
8.2	Schéma dvouosé zkoušky.	68
8.3	Zkušební zařízení.	69
8.4	Časové kroky dvouosé zkoušky.	70
8.5	Závislost zatěžujících sil na čase.	71
8.6	Závislost únosnosti vzorku na kombinaci tahových a tlakových sil pro (a) <i>HSC</i> kompozit, (b) <i>HMC</i> kompozit.	71
8.7	Porušení matrice při dvouosé zkoušce.	71
8.8	Porušení vláken při dvouosé zkoušce.	72
8.9	Modelovaná čtvrtina.	72
8.10	Konečnoprvková síť numerického modelu.	73
8.11	Porovnání experimentů a num. simulací - dvouosá zkouška.	77
8.12	Průběhy napětí na očku a na přímém vzorku.	78
8.13	Obalová křivka porušení.	79
8.14	Rozložení indexu porušení (a) porušení matrice - modifikované kritérium <i>LaRC04#2</i> , (b) porušení matrice - kritérium <i>maximálních napětí</i> , (c) porušení vláken - <i>Hashin</i> kritérium.	79
9.1	(a) Kompozitní část ovíjených kolíkových spojů hydraulického válce (očka), (b) Hydraulický válec od firmy <i>CompoTech</i> , (c) Napětí v průřezu očka. . . .	80
9.2	Označení geometrických parametrů očka.	81
9.3	Výroba vzorků.	81

9.4	(a), (b) Pevné upnutí, (c), (d) Volné upnutí.	83
9.5	Vzorky různých geometrií.	83
9.6	Proces porušování volně upnutých oček.	84
9.7	(a) Síť numerického modelu, (b) Modelovaná osmina vzorku.	85
9.8	Okrajové podmínky modelu (a) volně upnutého oka, (b) pevně upnutého.	85
9.9	(a) Porušení matrice volně upnutého oka, (b) Model s oddělitelnou částí průřezu, (c) Rozložení indexu porušení vláken volně upnutého oka, (d) Rozložení indexu porušení vláken pevně upnutého oka	88
9.10	Postup výpočtu únosnosti (a) volně upnutého oka, (b) pevně upnutého oka.	89
9.11	Porovnání experimentálních a numerických dat pro $D = 10$ mm, $H = 5$ mm, $V_f = 0.50$	89
9.12	Porovnání experimentálních a numerických dat pro $D = 8$ mm, $H = 5$ mm, $V_f = 0.65$	90
9.13	Porovnání experimentálních a numerických dat pro $D = 12$ mm, $H = 5$ mm, $V_f = 0.65$	90
9.14	Konečnoprvková analýza pevně upnutých oček pro (a) $D = 10$ mm, (b) $H = 5$ mm, (c) $D = 20$ mm, (d) $Q = 3.5$ mm.	91
9.15	Rozdílné koncepce vzorků (a) jednoduché vinutí, (b) křížené vinutí, (c) dvojité křížené vinutí.	92
9.16	Model koncepce jednoduchého vinutí.	93
9.17	Vahadlo celoodpruženého kola.	93
9.18	Vliv tlouštěk vinutí na únosnost spoje.	94
10.1	Geometrické parametry vzorku.	96
10.2	Experimentální vzorky ($D = 8$ mm, $E/D=2$ a $W/D=\{2,3,4,5\}$).	96
10.3	Model zařízení pro testování kolíkových spojů.	97
10.4	Experimentální zařízení.	98
10.5	Módy konečného porušení při zatěžování kompozitové desky kol. spojem.	99
10.6	Mód porušení <i>přetržení</i> u vzorku 90_8_4_2.1.	99
10.7	Mód porušení <i>vytržení</i> u vzorku 0_8_1_3.1.	100
10.8	Mód porušení <i>otlačení</i> u vzorku 0_8_4_3.1.	100
10.9	Závislost síly na prodloužení.	101
10.10	Záznam z akcelerometru v průběhu celého jednoho testu.	102

10.11	Výřez ze záznamu z akcelerometru.	103
10.12	Porušení vzorků v závislosti na pozici v tahovém diagramu.	103
10.13	Porušení vzorků v závislosti na pozici v tahovém diagramu.	104
10.14	Porušení vzorků v závislosti na pozici v tahovém diagramu.	104
10.15	Porušení vzorků v závislosti na pozici v tahovém diagramu.	105
10.16	Pole deformací určené metodou digitální korelace obrazu.	106
10.17	Trhliny těsně před konečným porušením.	106
10.18	Vzorek 90_12_1_1,5_4 těsně před porušením (vlevo) a po porušení (vpravo).	107
10.19	Únosnost kolíkového spoje se skladbou [0/-45/45/90]s.	108
10.20	Únosnost kolíkového spoje se skladbou [90/45/-45/0]s.	108
10.21	Únosnost kolíkového spoje se skladbou [0/-45/45/90]s.	109
10.22	Únosnost kolíkového spoje se skladbou [90/45/-45/0]s.	109
10.23	Okrajové podmínky numerického modelu pro analýzy prvního porušení.	110
10.24	Rozložení indexu porušení kritéria <i>Puck</i> v případě prvního porušení.	110
10.25	Delaminace vrstev u vzorku s označením 0_8_1_2_2.	111
10.26	Detail sítě konečnoprvkového modelu.	112
10.27	Rozvoj porušení ve vrstvě s úhlem $\theta = 90^\circ$	113
10.28	Grafické znázornění výsledků pro vzorky s označením 0_8_... a 90_8_...	114
10.29	Konečnoprvková analýza neovíjených kolíkových spojů pro $D = 8$ mm a $H = 2.3$ mm.	116
10.30	Konečnoprvková analýza neovíjených kolíkových spojů pro $H = 4.6$ mm.	116
10.31	Konečnoprvková analýza neovíjených kolíkových spojů pro $D = 10$ mm.	117
10.32	Konečnoprvková analýza neovíjených kolíkových spojů pro $Q_E = Q_W =$ $Q = 3.5$ mm.	117
11.1	Vývojový diagram návrhu kolíkového spoje.	119
11.2	Porovnání ovíjeného a neovíjeného kolíkového spoje z hlediska únosnosti pro $H = 5$ mm v případě ovíjeného a pro $H = 4.6$ mm v případě neovíjeného kolíkového spoje.	121
11.3	Porovnání ovíjeného a neovíjeného kolíkového spoje z hlediska únosnosti pro $D = 10$ mm.	122
11.4	Porovnání ovíjeného a neovíjeného kolíkového spoje z hlediska únosnosti pro $Q = 3.5$ mm.	122

Seznam tabulek

4.1	Kritérium <i>LaRC04</i>	32
5.1	Identifikační kódy porušení pro tahové vzorky.	35
5.2	Identifikační kódy porušení pro tlakové vzorky.	39
6.1	Tlaková pevnost – tlakový test typu I.	50
6.2	Tlaková pevnost - tlakový test typu II.	51
6.3	Identifikované materiálové parametry.	53
7.1	Vzorky - lokální tlak.	65
8.1	Pevnostní kritéria - mód pro porušení vláken.	74
8.2	Pevnostní kritéria - mód pro porušení matrice.	75
9.1	Elastické parametry kompozitu ($V_f = 0.65$).	82
9.2	Pevnostní parametry kompozitu ($V_f = 0.65$).	82
12.1	Popis vzorků neovíjených kolíkových spojů.	136
12.2	Porovnání experimentů a numerických simulací.	141

Seznam označení

a	[m.s ⁻¹]	zrychlení
A	[m ²]	plocha průřezu
<i>Abaqus</i>		konečnoprvkový software
<i>Araldit AV138M</i>		typové označení lepidla
<i>ASTM</i>		<i>American Society for Testing and Materials</i> - mezinárodní standardizační organizace
C	[MPa]	matice tuhosti
$C_{ij}; i, j = 1, 2, \dots, 6$	[MPa]	prvky matice tuhosti
$C-I_{a, \dots, n}$		označení vzorků pro zkoušku tlakem - typ I
$C-II_{a, \dots, f}$		označení vzorků pro zkoušku tlakem - typ II
<i>CompoTech</i>		firma <i>Compo Tech PLUS, spol. s.r.o.</i>
<i>C3D8</i>		označení šestistěnného prvku s osmi uzly v systému <i>Abaqus</i>
<i>ČVUT</i>		České vysoké učení technické v Praze
D	[mm]	průměr kolíku
d_f	[-]	parametr poškození pro porušení vláken
d_{fc}, d_{ft}	[-]	parametr poškození pro porušení vláken v tlaku a tahu
d_m	[-]	parametr poškození pro porušení matrice
d_{mc}, d_{mt}	[-]	parametr poškození pro porušení matrice v tlaku a tahu
d_{12}, d_{13}, d_{23}	[-]	parametry poškození ve smyku
E	[mm]	vzdálenost středu díry pro kolík od volného konce
E_1, E_2, E_3	[MPa]	moduly pružnosti v materiálových směrech
<i>EM100</i>		tvrdidlo pro epoxidové pryskyřice

\mathcal{F}	[-]	index porušení
$\mathcal{F}_F, \mathcal{F}_M$	[-]	index porušení pro vlákno a matrici
F	[N]	zatěžující síla
F_c	[N]	zatěžující tlaková síla
F_e	[N]	zatěžující síla při experimentu
F_n	[N]	zatěžující síla při numerické simulaci
F_t	[N]	zatěžující tahová síla
F^T	[N]	mezná tahová síla ve směru vláken
F_{\max}	[N]	maximální zatěžující síla
F_{\max}^{C-0}	[N]	maximální tlaková síla při zkoušce tlakem typu I pro vzorky s úhlem vláken $\theta = 0^\circ$
F_{\max}^{C-90}	[N]	maximální tlaková síla při zkoušce tlakem typu I pro vzorky s úhlem vláken $\theta = 90^\circ$
F_{\max}^{T-0}	[N]	maximální tahová síla při zkoušce tahem pro vzorky s úhlem vláken $\theta = 0^\circ$
F_{\max}^{T-90}	[N]	maximální tahová síla při zkoušce tahem pro vzorky s úhlem vláken $\theta = 90^\circ$
g	[-]	poměr energií nutných k inicializaci šíření trhliny v materiálu
G_{12}, G_{13}, G_{23}	[MPa]	smykové moduly pružnosti
G_{12}^0	[MPa]	počáteční smykový modul pružnosti
<i>glue</i>		označení typu kontaktu v systému <i>MSC.Marc</i>
H	[mm]	tloušťka vzorku
H_p	[mm]	tloušťka vrstvy prepregu
<i>HBM</i>		<i>Hottinger Baldwin Messtechnik</i> - výrobce tenzometrů
<i>HexPly931C-HTS(12k)</i>		typové označení prepregu
<i>HMC</i>		<i>High Modulus Carbon</i> - vysokotuhostní uhlíková vlákna
<i>HSC</i>		<i>High Strength Carbon</i> - vysokopevnostní uhlíková vlákna
<i>HV998</i>		typové označení tvrdidla pro dvousložková lepidla
<i>IFF</i>		<i>Inter Fiber Failure</i> - mezivláknové porušení

<i>IHPJ</i>		<i>Integrated High Performance Joints</i> - vysokopevnostní integrované spoje
L	[mm]	délka vzorku
L_c	[mm]	délka tlačného elementu
L_0	[mm]	počáteční délka
L_1	[mm]	vzdálenost upínacích ploch
<i>LG100</i>		typové označení epoxidové pryskyřice
<i>LabView</i>		grafické vývojové prostředí pro návrh systémů
<i>LaRC</i>		<i>Laminates and Reinforced Composites</i> - kritérium porušení pro dlouhovláknové kompozity
<i>LaRC#1,...,6</i>		módy kritéria <i>LaRC04</i>
<i>Matlab</i>		skriptovací programovací jazyk
<i>MLOC</i>		software pro stanovení pole deformace pomocí korelace digitálního obrazu
<i>MLT</i>		model degradace, zkratka podle <i>Matzenmiller, Lubliner, Taylor</i>
<i>MSC.Marc</i>		konečnoprvkový výpočtový systém
<i>NASA</i>		<i>National Aeronautics and Space Administration</i> - národní úřad pro letectví a kosmonautiku
n_{12}	[-]	tvarový parametr nelineární funkce
<i>OptiSlang</i>		optimalizační software
P_f	[-]	změnový parametr pro porušení vláken
P_m	[-]	změnový parametr pro porušení matrice
P_1, P_2	[-]	tvarové parametry funkce
<i>Python</i>		programovací a skriptovací jazyk
Q	[mm]	šířka stěny kolíkového spoje
S	[MPa]	matice poddajnosti
S^L	[MPa]	podélná smyková pevnost
S^T	[MPa]	příčná smyková pevnost
S_ε^T	[MPa]	mezný zkos
<i>SE84LV/HMC/300/400/35</i>		typové označení prepregu
<i>SOLID</i>		označení šestistěnného prvku s osmi uzly v systému <i>MSC.Marc</i>

t, t_1, t_2	[s]	čas
<i>Tenax HTS 5631</i>		typové označení uhlíkových vláken
<i>T700</i>		typové označení uhlíkových vláken
<i>UMAT</i>		subrutina v systému <i>Abaqus</i>
v	[m.s ⁻¹]	rychlost zatěžování
V_f	[-]	objemový podíl vláken
x, y, z		souřadnicové osy
X^C, Y^C, Z^C	[MPa]	pevnost v tlaku ve směru vláken, příčně na vlákna a kolmo na vrstvu
X^T, Y^T, Z^T	[MPa]	pevnost v tahu ve směru vláken, příčně na vlákna a kolmo na vrstvu
$X_\epsilon^C, Y_\epsilon^C, Z_\epsilon^C$	[-]	mezní deformace v tlaku ve směru vláken, příčně na vlákna a kolmo na vrstvu
$X_\epsilon^T, Y_\epsilon^T, Z_\epsilon^T$	[-]	mezní deformace v tahu ve směru vláken, příčně na vlákna a kolmo na vrstvu
W	[mm]	šířka vzorku
W_c	[mm]	šířka tlačného elementu
<i>WWFE</i>		<i>World Wide Failure Exercise (WWFE)</i>
<i>Zwick/Roell Z050</i>		zkušební stroj
1,2,3		označení hlavních materiálových směrů
α	[°]	úhel sklonu roviny porušení vzhledem k rovině dané směry 1 a 3
α_0	[°]	úhel sklonu roviny porušení při čistém tlaku ve směru příčném na vlákna
Δ	[-]	koeficient pro výpočet prvků matice tuhosti
ΔL	[mm]	prodloužení délky vzorku
ΔL_{\max}	[mm]	maximální prodloužení délky vzorku
$\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$	[-]	poměrná prodloužení v daných materiálových směrech
$\gamma_{12}, \gamma_{13}, \gamma_{23}$	[-]	zkosy v daných rovinách
γ_{1m2m}	[-]	zkos v souřadném systému daném směrem

		vychýlení vláken ze směru 1
η^L	[-]	koeficient podélného tření materiálu
η^T	[-]	koeficient příčného tření materiálu
θ	[°]	úhel sklonu vláken
κ	[MPa]	funkce závislá na $\tau_{2m2\psi}$, γ_{1m2m} , S^L
Λ	[-]	koeficient pro výpočet prvků matice tuhosti v modelu postupného porušování
σ_n	[MPa]	normálové napětí v rovině porušení kompozitu
σ_n^m	[MPa]	normálové napětí v rovině porušení, která je určena úhlem α
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	[MPa]	normálová napětí ve směrech x, y a z
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	[MPa]	normálová napětí v materiálových směrech 1, 2 a 3
$\sigma_{1m1m}, \sigma_{2m2m}$	[MPa]	napětí v souřadnicovém systému, který je dán úhlem vychýlení vláken φ
$\sigma_{2\psi2\psi}, \sigma_{3\psi3\psi}$	[MPa]	napětí v rovině zborcení určené úhlem ψ
τ^{Lm}, τ^{Tm}	[MPa]	napětí v rovině porušení, která je určena úhlem α
τ_{1m2m}	[MPa]	napětí v souřadnicovém systému, který je dán úhlem vychýlení vláken φ
$\tau_{12}, \tau_{13}, \tau_{23}$	[MPa]	smyková napětí v daných rovinách
τ_{12}^0	[MPa]	asymptota smykového napětí
$\tau_{2m2\psi}$	[MPa]	napětí v souřadnicovém systému, který je dán úhlem vychýlení vláken φ
$\tau_{2\psi3\psi}, \tau_{3\psi1}$	[MPa]	napětí v rovině zborcení určené úhlem ψ
φ	[°]	úhel vychýlení vláken ze směru 1
φ^C	[°]	úhel vychýlení vláken při porušení čistým tlakem působícím ve směru vláken
ψ	[°]	úhel, o který je rovina, ve které dojde k vychýlení vláken ze směru 1, natočena vzhledem k rovině 12

Kapitola 1

Úvod

V současné době výrazně roste počet výrobků využívajících kompozitní materiály, stejně tak roste i podíl kompozitních materiálů vůči konvenčním materiálům v jednotlivých konstrukcích. Vzhledem ke stále klesající ceně kompozitních materiálů a rozvoji nejrůznějších technologií pro výrobu z těchto materiálů se dnes kompozity nevyužívají jen v leteckém či kosmickém průmyslu, ale využívají se také v odvětvích automobilového průmyslu, kolejových vozidel, sportu, zdravotnictví, energetice, ale také již ve výrobních strojích a dalších odvětvích strojínského inženýrství. Kompozity se využívají především kvůli řadě výhod, které poskytují oproti klasickým materiálům. Těmito vlastnostmi jsou např. nízká hmotnost, vyšší tuhost a pevnost v určitých směrech, dobré tlumící vlastnosti, odolnost proti korozi aj. Nejrozšířenějším kompozitním materiálem jsou kompozity vyztužené průběžnými vlákny (např. uhlíková, skleněná a aramidová vlákna). Jako pojivo se zde nejčastěji používá polymerní matrice (např. epoxidová pryskyřice).

S rozvojem těchto nových nekonvenčních materiálů a jejich rostoucímu využívání ve složitějších konstrukcích vystává problematika spojování. Schopnost predikce únosnosti spojů je jednou z nejdůležitějších znalostí ve strojním inženýrství. V praxi bývají kompozitní části spoje nejkritičtějším místem konstrukce. Problematika navrhování spojů z kompozitních materiálů je velmi obsáhlá. Proto konstruktéři často musí postupovat metodou výroby zkušebních kusů a experimentů. To však bývá časově a finančně velmi náročné. Pomocí numerických modelů je přitom možné mnohem snáze optimalizovat spoj např. z hlediska geometrie, použitého materiálu apod. a tím docílit spoje požadovaných vlastností s úsporou materiálu, času a peněz.

Cílem této práce bylo vytvořit metodiku pro návrh kompozitních prvků kolíkových spojů se zaměřením na jejich únosnost.

Dílní úkoly byly rozděleny do dvou skupin. Do první skupiny patří sestavení materiálového modelu obsahujícího nelineární vztah mezi smykovým napětím a smykovou deformací a jeho implementace do konečnoprvkových systémů. Nedílnou součástí uvedeného byla identifikace materiálových parametrů modelu. Dále bylo třeba vytvořit model postupného porušování a validovat jej pomocí simulace jednoduché tlakové zkoušky.

Nosným tématem druhé skupiny dílních úkolů je zatěžování. Pro analýzy složitějších napjatostí bylo nutné nejprve správně pochopit chování kompozitu při jednoduchých zatěžujících stavech. Nejprve byla pozornost upřena na tahové a tlakové zkoušky. Těch bylo využito pro identifikaci parametrů materiálového modelu. Dalšími dílními úkoly bylo provést pevnostní analýzy jednosměrového kompozitu zatíženého lokálním tlakem a dvouosým zatížením. Pro možnost dvouosé zkoušky bylo třeba rozšířit stávající zkušební stroj.

Znalostí a zkušeností z analýz těchto zjednodušených zatěžujících stavů bylo využito v analýzách ovíjených i neovíjených kolíkových spojů. Posledním dílním úkolem bylo provést analýzy vlivu geometrických parametrů spoje na jeho únosnost. Všechny dílní úkoly vedli k naplnění zmíněného hlavního cíle.

Kolíkové spoje kompozitních částí lze rozdělit podle způsobu jejich výroby na dva základní typy - ovíjené a neovíjené. Tato práce se zabývala únosností obou typů. Vycházela z práce [68] zabývající se ovíjenými kolíkovými spoji. V uvedené práci bylo zjištěno, že nebylo možné pomocí žádného z testovaných pevnostních kritérií pro kompozitní materiály správně predikovat porušení kompozitního prvku spoje (očka). To bylo způsobeno především specifickou napjatostí. Proto bylo vybrané kritérium *LaRC04* modifikováno. Zatížení očka je podobné zatížení tlakové nádoby. Vyskytuje se zde zároveň tlak v příčném směru a tah v podélném směru, přičemž je dosahováno velmi vysokých hodnot vůči mezím pevnosti základního materiálu v daných směrech.

U porušení kompozitního prvku spoje rozlišujeme, zda se jedná o první či konečné porušení. Prvním porušením spoje chápeme porušení materiálu v části konstrukce, které nemá za následek ztrátu schopnosti přenášet nadále daná zatížení. Únosnost spoje je

maximální možné zatížení. Při tomto dojde ke konečnému porušení vedoucí k významné či úplné ztrátě schopnosti přenášet nadále daná zatížení.

Celá práce je po úvodu a shrnutí současného stavu problematiky rozdělena do dvou hlavních částí. V první části se nacházejí tři kapitoly s obecnými znalostmi pro porušování kompozitních materiálů. Jsou popsány základní módy porušení dlouhvláknových kompozitních materiálů. Další kapitola navazuje s rozбором vybraných pevnostních kritérií. Popisuje jednotlivé vztahy vyjadřující, zda došlo k porušení či nikoliv a veličiny v nich obsažené. Stanovení pevnostních parametrů z experimentálních zkoušek je věnována poslední kapitola této části.

V druhé části disertační práce je obsažena vlastní práce autora. Tato část je členěna do šesti kapitol. Kapitoly na sebe postupně navazují tak, jak byly postupně naplňovány dílčí úkoly. V závěru práce nechybí seznam použité literatury a soupis publikací autora této disertační práce. V přílohách jsou tabulky obsahující přehled testovaných vzorků neovíjených kolíkových spojů včetně jejich geometrie a porovnání maximálních sil dle experimentu a simulace.

Kapitola 2

Současný stav problematiky

Schopnost predikovat porušení materiálu patří mezi jednu z nejdůležitějších znalostí strojního inženýra, bez které nelze navrhovat bezpečné konstrukce a konstrukce s odpovídající životností při úspoře hmotnosti a ceny. Proto je této problematice obecně věnována velká pozornost. S rozvojem nových materiálů tato potřeba znalostí roste.

Kompozitní materiály

V současné době si již mnohé konstrukce bez použití kompozitních materiálů nedovedeme ani představit. Nejhojnější zastoupení kompozitních materiálů je v leteckém a kosmickém průmyslu, kde se tyto materiály používají od malých sportovních letadel až po velká dopravní a vojenská letadla či vesmírné dopravní a jiné prostředky. Například v nově vyvíjených letadlech dvou největších výrobců je hmotnostní podíl kompozitních materiálů 50% (*Boeing 787 Dreamliner*) [56], resp. 52% (*Airbus A350*) [58]. Kompozitní materiály se dále využívají například ve sportu. Typickými příklady jsou kokpit a další díly formule 1, nejrůznější trupy či stěžně sportovních lodí [57], rámy kol, hokejky či tenisové rakety. V dopravním průmyslu se v poslední době stále častěji využívají například na čelech i dalších částech trupu či interiéru kolejových vozidel [55], nebo třeba jako materiál pro dutý hřídel pohonu dvojkolí lokomotiv [67], či pro výrobu části spojky pro železniční vozidla [77]. Z dalších odvětví lze uvést zdravotnictví, energetika aj. S rozvojem nových technologií pro výrobu kompozitů, vývojem nových struktur kompozitních materiálů a klesající cenou se v posledních letech rozšířilo použití kompozitů i do výrobních strojů [60, 75].

Kompozitním materiálem se obecně nazývá materiál složený alespoň ze dvou odlišných složek [74]. Každá složka má rozdílné vlastnosti (mechanické, chemické, elektrické atd.). Složky jsou oddělené rozhraním a dohromady vytvářejí celek jedinečných vlastností. Nejrozšířenějšími kompozitními materiály jsou kompozity vyztužené vlákny. Tyto materiály zpravidla tvoří poddajná a houževnatá matrice a jako vyztužení zde slouží vlákna (obvykle uhlíková, skelná nebo organická aramidová vlákna). Nejčastěji se jedná o dlouhá vlákna, jejichž délkové rozměry několikanásobně převyšují rozměry průřezové. Jako matrice jsou nejběžněji používané polymerní materiály, jako například epoxidová pryskyřice. Jedna tenká vrstva stejně orientovaných vláken v matrici se nazývá lamina. Kompozit složený z několika těchto různě orientovaných lamin ze stejného materiálu se nazývá laminát. Vhodnou skladbou lamin v laminátu lze vytvořit kompozit požadovaných vlastností [26]. Směr vláken v lamině (podélný směr) je označován indexem 1, směr kolmý na vlákna a ležící v rovině vláken (příčný směr) indexem 2, směr kolmý na oba předešlé indexem 3.

Běžným materiálovým modelem laminy je model ortotropního materiálu, resp. vzhledem k materiálové symetrii model příčně izotropního materiálu [29, 74]. Pro popis elastického chování takového materiálového modelu je třeba znát 5 nezávislých materiálových parametrů. Experimenty ukázaly nelineární chování kompozitního materiálu ve smykové oblasti. Tento jev je znám již několik desítek let. Konstitutivní vztah popisující velmi dobře toto chování byl odvozen už v roce 1973 [45]. Teprve v současnosti se s rozvojem výpočetní techniky začalo tohoto vztahu využívat i pro řešení problémů složitější geometrie. Ještě v nedávné době totiž nebylo možné tyto větší a složitější úlohy řešit v reálném čase, jelikož výpočetní technika nedosahovala potřebného výkonu. V případech kdy smykové napětí nedosahuje hodnot blízkých smykové pevnosti, není potřeba užití toho konstitutivního vztahu [15].

Lidé začali kompozitní materiály používat o dost dříve než kovy a to v podobě dřeva, které je ve své podstatě také kompozitní materiál. Kompozitní materiály jsou obecně velmi heterogenní a anizotropní. V té podobě, o které se zde hovoří (vlákny vyztužené kompozity), se začaly objevovat až v první polovině 20. století. První přístupy k modelování poškozování vycházely z modelování poškozování izotropních materiálů, především kovů. U těchto materiálů je ve snaze popsat porušování materiálu náskok zhruba 150 - 200 let. První věrohodné pevnostní kritérium u homogenních a izotropních materiálů bylo navrženo Coulombem koncem 18. století [35]. Teprve po zhruba 100 letech dal Mohr kritérium do podoby reprezentované tzv. *Mohrovou* kružnicí [81] a kritérium je tak známé

jako *Coulomb-Mohr* či *Mohr-Coulomb* [34]. Přestože je problém porušování kovů řešen po tak dlouhou dobu, existuje zde řada nevyřešených vědeckých problémů.

Mezní stavy kompozitních materiálů

Problém predikce porušování kompozitních materiálů je velmi komplexní. Porušování je ovlivněno typem zatížení, materiálem složek (matrice a vlákna), skladbou vrstev, vazbou mezi složkami a dalším. Porucha se často inicializuje pouze v lokálním místě jedné vrstvy nebo na rozhraní mezi vrstvami. Ke konečnému porušení ve vícesměrovém laminátu může dojít až po rozšíření poruchy do několika vrstev.

První důvěryhodná pevnostní kritéria pro vlákna vyztužená kompozitní materiály byla navržena v 2. polovině 20. století. Tato pevnostní kritéria dosahovala dobré shody s experimenty v případě jednoosé napjatosti, nebo pouze v některých případech víceosé napjatosti. Proto byla a jsou vyvíjena další nová pevnostní kritéria pro kompozitní materiály.

Porušování kompozitních materiálů je také ovlivněno strukturou těchto materiálů. Jedním ze základních rozdělení pevnostních kritérií je rozdělení v závislosti na měřítku [69]

- úroveň atomů – 10^{-9} m [76],
- velikost vlákna – 10^{-6} m [47, 65, 82],
- tloušťka laminy – 10^{-4} m [27, 37],
- tloušťka laminátu – 10^{-3} m [34, 37].

Ve strojním inženýrství jsou samozřejmě rozhodující a nejvýznamnější makroskopická měřítka (tloušťka laminy a laminátu).

Jak již bylo zmíněno, první pevnostní kritéria se inspirovala přístupy u izotropních materiálů. Vznikla tak jednoduchá kritéria *maximálního napětí* a *maximální deformace* [29, 74]. Tato kritéria patří do skupiny neinteraktivních kritérií. U neinteraktivních kritérií neexistuje vazba mezi normálovými složkami napětí ani mezi složkami normálových a smykových napětí. Dále bylo odvozeno několik již interaktivních kritérií zahrnujících vazbu mezi složkami normálových napětí i mezi normálovými a smykovými složkami napětí. Z interaktivních kritérií zde jmenujme alespoň některá, která jsou obsažena v běžných

komerčních konečnoprvkových systémech: *Hill*, *Tsai-Wu*, *Hashin* a *Puck*. Popis většiny uvedených kritérií vč. jednotlivých pevnostních podmínek je uveden např. v [29, 74]. Kritérium *Hill* bylo založeno na *von Misesovo* podmínce pro izotropní materiály. Hill tuto podmínku rozšířil pro ortotropní materiál. Pevnostní podmínka kritéria *Hill* neuvažuje rozdílné pevnosti v tahu a tlaku. Tsai zjednodušil pevnostní podmínku kritéria *Hill* pro jednosměrové kompozitní materiály v případě rovinné úlohy. Tato je pak známa jako *Tsai-Hill* podmínka pevnosti. Hoffman zavedl u kritéria *Hill* rozdílné pevnosti v tahu a tlaku. Takto upravené kritérium známe pod názvem kritérium *Hoffman*. *Tsai-Wu* kritérium [96] je variací na pevnostní podmínku *HMH* u izotropních materiálů. A stejně jako kritérium *Hoffman* zohledňuje rozdílné chování materiálu v tahu a tlaku.

V roce 1980 vzniklo první z tzv. *direct mode* kritérií – *Hashin* [46]. *Direct mode* kritéria se vyznačují tím, že popisují několik druhů, tzv. módů, porušení. Každý tento mód popisují nezávislou podmínkou. Kritérium *Hashin* rozeznává čtyři módy porušení. Porušení v tahu v podélném směru (směr vláken), porušení v tahu v příčném směru, porušení v tlaku ve směru podélném a porušení v tlaku ve směru příčném. Do skupiny *direct mode* kritérií patří dále například kritérium *Puck* [86, 87] či kritérium *LaRC* [41, 42, 84].

V literatuře [53] jsou obsaženy výsledky z tzv. *World Wide Failure Exercise*. Práce na tomto projektu začaly v roce 1998. Kde je hodnoceno 19 teorií porušování pro jednosměrové dlouhovláknové kompozitní materiály. Tyto různé teorie byly hodnoceny především z hlediska jejich schopnosti predikovat porušení v konkrétním případě. Bylo navrženo několik experimentů [52], ve většině případů statické zkoušky, jejichž výstupem byly hodnoty maximálních sil, při nichž docházelo k porušení materiálu. Dalšími testy byly únavové testy a testy při změně teploty. Podrobný přehled testovaných kritérií je uveden v [54, 63]. Velmi dobrých výsledků dosahovalo například kritérium *Puck*. Problémem tohoto kritéria je ale to, že obsahuje řadu parametrů, které nemají žádnou fyzikální podstatu. Hodnoty těchto konstant se stanovují především ze zkušeností nebo ze speciálních testů. Kritérium *Puck*, stejně tak například *Sun/Zinoviev*, dokázalo správně predikovat porušení tlakem ve směru příčném. A to tak, jak k němu dochází ve skutečnosti – porušení v rovině, která svírá s rovinou materiálu určitý úhel. Ve *WWFE* nebyl stanoven žádný definitivní závěr, který z přístupů, či která z teorií je nejlepší pro predikci porušení materiálu. Jedním z důvodů je nedostatek vhodných a spolehlivých experimentálních dat pro plné zhodnocení pevnostních teorií [37, 51]. Dále nejsou úplně objasněny mechanismy porušování kompozitních materiálů, zejména v případě porušování tlakem [37, 84].

Na přelomu 20. a 21. století byl ve výzkumném středisku společnosti *NASA* (*National Aeronautics and Space Administration*), stanoven cíl vytvořit kritérium, které by bylo srovnatelné s kritériem *Puck*, ale neobsahovalo tolik konstant bez fyzikální podstaty. Prvním publikovaným kritériem z řady *LaRC* (z anglického *Laminates and Reinforced Composites*) bylo kritérium *LaRC02* [41]. Toto kritérium splnilo stanovený cíl pro případ rovinné napjatosti. Ve verzi kritéria *LaRC03* byly zdokonaleny některé módy porušení [42]. Poslední verzí tohoto kritéria je *LaRC04* [84], které bylo rozšířeno pro případ prostorové napjatosti. Toto kritérium také obsahuje úpravu pro použití nelineárního konstitutivního vztahu.

Spoje kompozitních konstrukcí

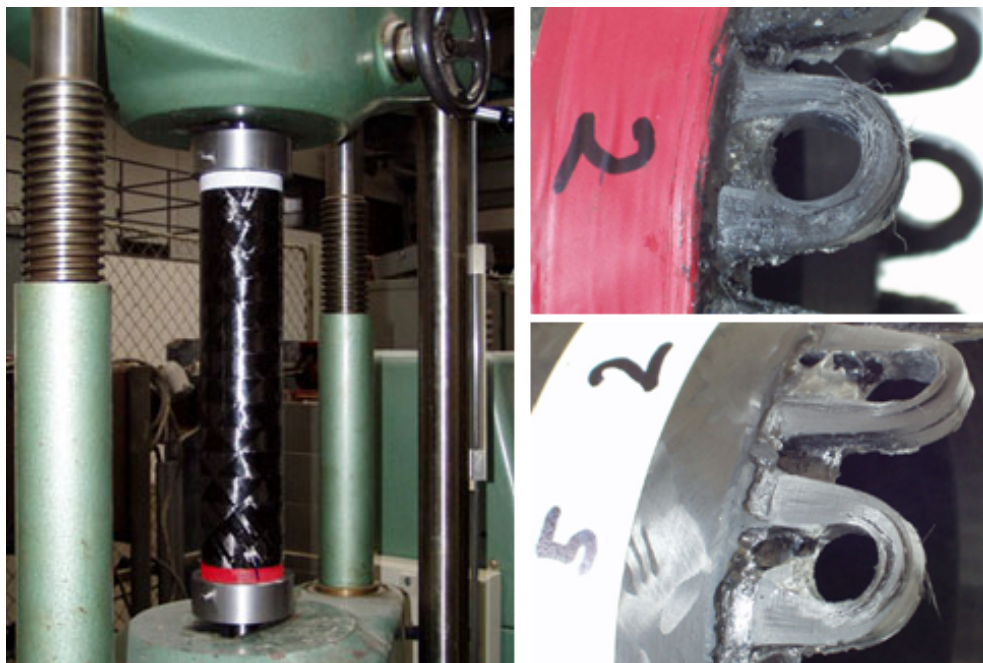
Částečně limitujícím faktorem k ještě rychlejšímu růstu využívání kompozitních materiálů v nejrůznějších konstrukcích je složitá problematika napojování kompozitních dílů se stávajícími strukturami. Stručný přehled metod spojování kompozitních materiálů s kovovými lze nalézt v [31, 68]. Kolíkové spoje jsou děleny dle způsobu výroby na ovíjené a neovíjené kolíkové spoje. Problematika ovíjených kolíkových spojů je v odborné literatuře zastoupena v menším rozsahu než neovíjené. Věnují se jí např. práce [31, 68, 73, 78, 88, 89]. Princip výroby ovíjených kolíkových spojů je takový, že vlákna kompozitu jsou kolem spojovacích kolíků, resp. vhodných náhrad, ovíjena přímo při výrobě součásti. Tím nedochází k přerušování vláken a může tak být docíleno spoje, který vyniká pevností a spolehlivostí. Proto jsou také označovány jako *Integrated High Performance Joints* (*IHPJ* spoje) [88]. Kompozitní část *IHPJ* spoje je zobrazena na obrázku 2.1.



Obrázek 2.1: Kompozitní část *IHPJ* spoje [88].

Vývoj *IHPJ* spojů byl řešen v rámci projektu *GA106/05/0680* s názvem: *Vývoj vysokopevnostních integrovaných kompozitových spojů a výpočtových metod pro jejich navrhování*

[59]. Na řešení tohoto projektu se podíleli ČVUT a firma *CompoTech PLUS*. Bylo provedeno experimentální vyšetření pevnosti integrovaných kolíkových spojů kompozitních válců (Obrázek 2.2) [32], kde byla prokázána vysoká pevnost *IHPJ* spoje.



Obrázek 2.2: Experimentální vyšetření pevnosti *IHPJ* spojů kompozitního válce [32].

Analytickým výpočtům napětí v kompozitní části *IHPJ* spoje se věnuje [31, 78, 89]. Při zatěžování ovíjených kolíkových spojů dochází ke specifické napjatosti (podobná napjatost se objevuje u tlakové nádoby). Dochází zde zároveň k tlaku ve směru příčném na vlákna a tahu v podélném směru vláken, přičemž v obou případech je dosahováno velmi vysokých hodnot vůči mezím pevnosti základního materiálu v jednotlivých směrech. Porušování ovíjených kolíkových spojů se věnují práce [31, 50, 68, 70, 73]. V práci [50] bylo použito pevnostní kritérium *Puck* a kritérium *maximálních napětí*. Ve všech posuzovaných případech však nebylo dosaženo dobré shody s experimenty. V práci [73] bylo použito *bodové* kritérium (*point stress criterion*). Ukázalo se, že výsledné průběhy tečného napětí jsou pomocí *bodového* kritéria nevyhodnotitelné. V práci [68] nebylo také pomocí žádného z použitých kritérií (*Puck*, *Hashin*, *LaRC04*, *maximální napětí*) dosaženo dobrých výsledků, proto byla provedena modifikace pevnostního kritéria *LaRC04*. Tato modifikace byla provedena na základě experimentálních dat na určitém spektru materiálových a geometrických parametrů spoje. Ovíjeným kolíkovým spojům pro tlaková zatížení se věnuje

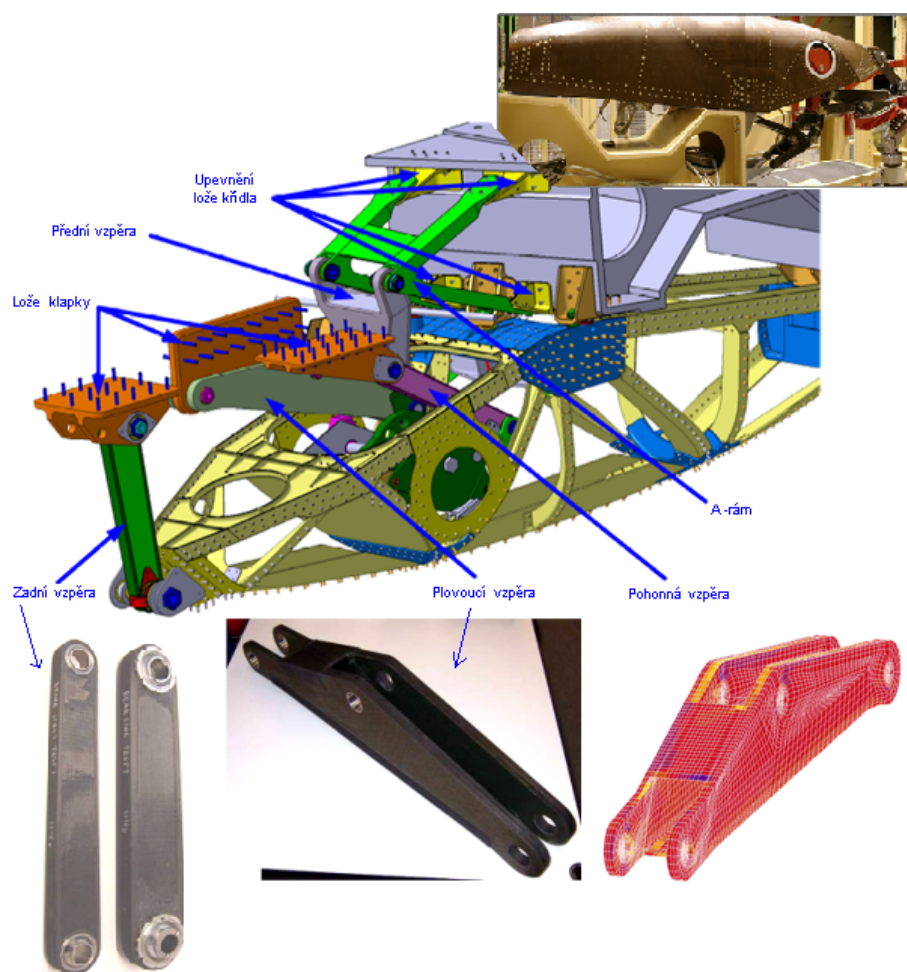
např. [61]. Tato práce porovnává z hlediska pevnosti různé typy vinutí pro přenos tahových zatížení a věnuje se konkrétní aplikaci - vahadlo celoodpruženého kola (Obrázek 2.3).



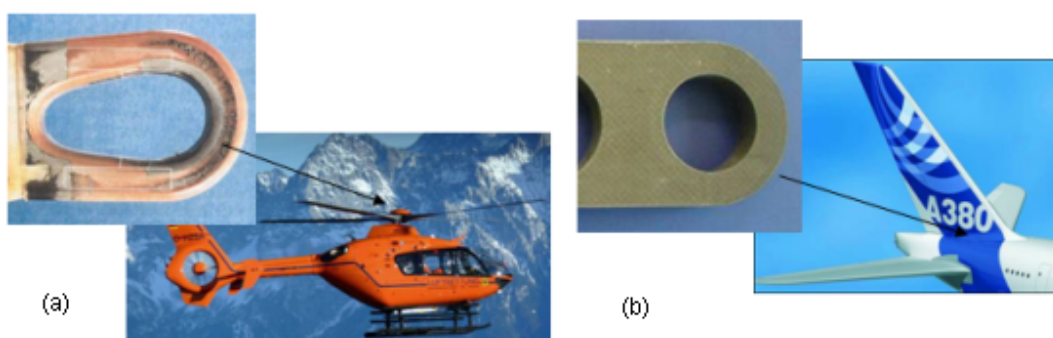
Obrázek 2.3: Prototyp vahadla na rámu kola [61].

Neovíjený kolíkový spoj je zpravidla vytvářen na konci výrobního procesu. Jeho nevýhodou je, že při vytváření díry pro kolík dochází k přerušení vláken kompozitu. Výhodou je, že je možné spoj vytvořit i dodatečně. To je třeba u ovíjených kolíkových spojů, které jsou často integrované do struktury, velmi obtížné až neproveditelné. Neovíjený spoj lze často použít pro spoje, které jsou zatěžovány v různých směrech a to jak tlakem, tak tahem či jejich kombinací. Porušování neovíjených kolíkových spojů se věnuje celá řada prací (např. [25, 16, 17, 38, 39, 66, 83, 90, 94, 98, 99]). V uvedených pracích je především uvedena celá řada experimentálních výsledků pro nejruznější materiály (jednosměrové lamináty, tkaniny apod.). Vlivu skladby vrstev laminátu na výslednou únosnost se věnuje práce [16]. V literatuře zabývajících se numerickými predikcemi únosnosti neovíjených spojů [17, 38, 43, 44, 91, 93, 99] je často zmiňována potřeba (v případě modelování konečného porušení spoje) využít přístupu metodou postupného porušování.

Ukázky moderních aplikací ovíjených i neovíjených kolíkových spojů jsou ukázány na obrázcích 2.4 až 2.10. Některé z fotografií byly pořízeny na veletrhu *JEC europe composites 2013*. Jedná se o největší přehlídku kompozitů v Evropě. Ze zájmu o problematiku spojování i z prezentovaných výrobků bylo zřejmé, že kolíkové spoje budou stále nalézat velké uplatnění v mnoha aplikacích.



Obrázek 2.4: Kompozitové vzpěry a táhla k ovládní vztlakových klappek [48, 49].



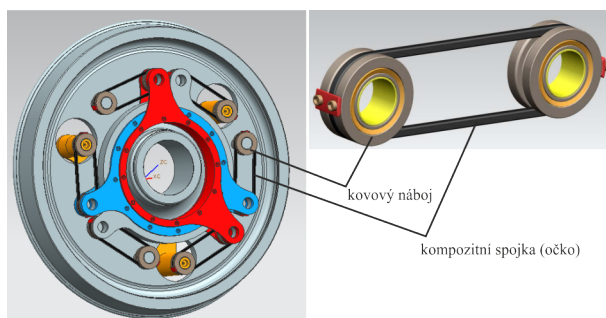
Obrázek 2.5: (a) Upevnění rotoru vrtule [49], (b) vertikální upevnění ocasní roviny [49].



Obrázek 2.6: Ojnice firmy *GAIUS AUTOMITIVE INC.* [62].



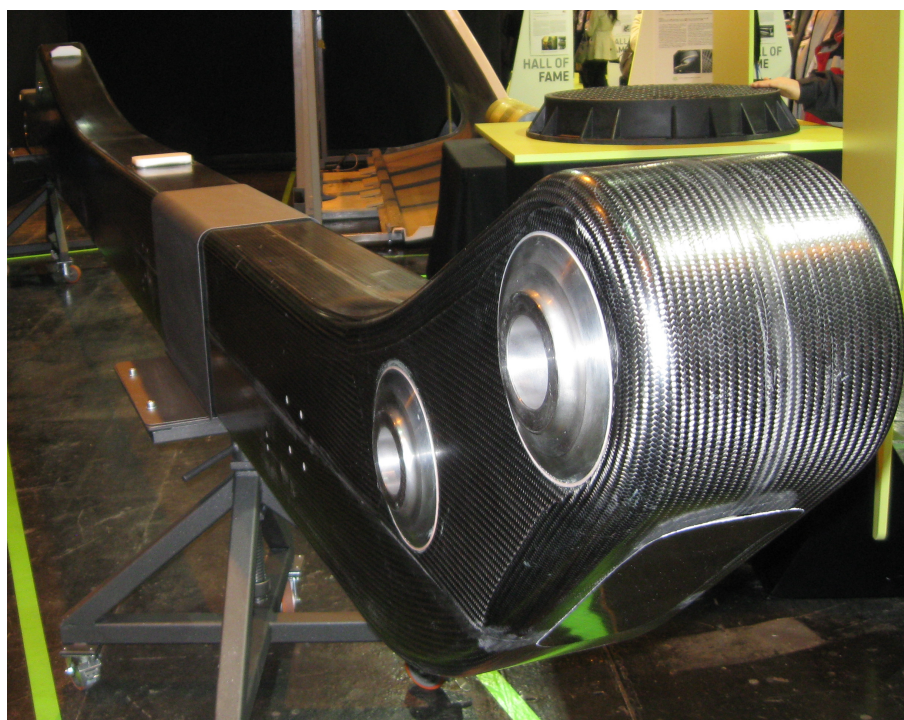
Obrázek 2.7: Rameno systému uložení kola firmy *GAIUS AUTOMITIVE INC.* [62].



Obrázek 2.8: Kolo lokomotivy s vysoce poddajnou spojkou [77].



Obrázek 2.9: Závěsná lana mostů a jachet firmy *FutureFibres* [62].



Obrázek 2.10: Kompozitový nosník [62].

Víceosé zatěžování a postupné porušování

Chování kompozitních materiálů při víceosém zatěžování je předmětem výzkumů poměrně nedávné doby. Analýzy poruch při dvouosém zatížení jsou zkoumány například v [18, 30, 33, 97]. Vzhledem k tomu, že porušování kompozitních materiálů tlakem není plně porozuměno [37, 68, 85], zaměřuje se mimo jiné pozornost na predikci tlakové pevnosti u vláken vyztužených lamin podrobených rovinnému či víceosému zatížení [27], porušení kompozitních materiálů vlivem lokálního příčného tlaku [64], porušení mezivláknové a mezilaminární u uhlík/epoxidových kompozitních materiálů zatížených tahem a tlakem ve vrstvě či přes tloušťku [37], vliv hydrostatického tlaku na materiálové vlastnosti kompozitu se skelnými vlákny a epoxidovou pryskyřicí [51] apod.

Modelem postupného porušování je nazýván model v konečnoprvkových systémech, kde poškození modelujeme pomocí kritéria porušení a degradace materiálových vlastností. Tímto přístupem lze modelovat tzv. *intralaminární* porušení. Počátky modelování porušení v konečných prvcích datujeme do 50. let minulého století. Matzenmiller a kol. v práci [79] rozšířili přístup v případě rovinné napjatosti pro anizotropní materiály. Model je založený na principu rovnosti deformace mezi poškozenou a nepoškozenou laminou za pomoci příslušných parametrů poškození d_i a vychází z Hookeova zákona. Tento model je v literatuře často označován jako MLT model (*Matzenmiller, Lubliner, Taylor*). Rozšíření pro případ prostorové napjatosti se věnuje např. [40].

Kapitola 3

Módy porušení dlouhovláknových kompozitů

Tato kapitola je prezentována ve studijních materiálech [6], které sepsal autor této disertační práce. Je v ní ukázán stručný přehled typických porušení u jednosměrových kompozitních materiálů.

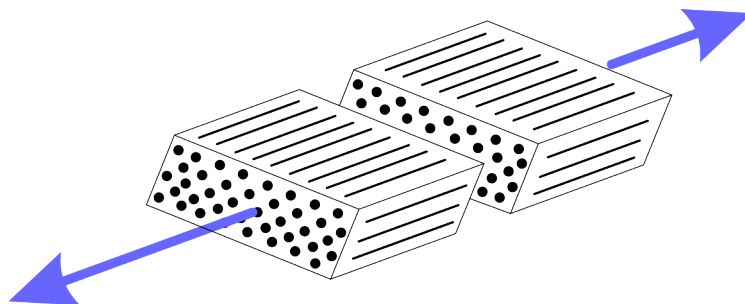
K porušení laminátu může dojít poškozením buď jedné nebo více lamin laminátu. Toto poškození se nazývá „intra-laminární“ poškození. V případě porušení oddělením vedlejší laminy se jedná o mezilaminární poškození. Poškození se podle závažnosti rozděluje na počáteční a konečné. Charakteristika těchto pojmů je zmíněna v úvodu této práce.

3.1 Porušení vláken

Tah nebo tlak ve směru vláken způsobí v lamině porušení vláken. V případě tahového zatížení laminy může pro porušení vláken nastat pouze jeden typ porušení vláken – přetržení vláken (Obrázek 3.1).

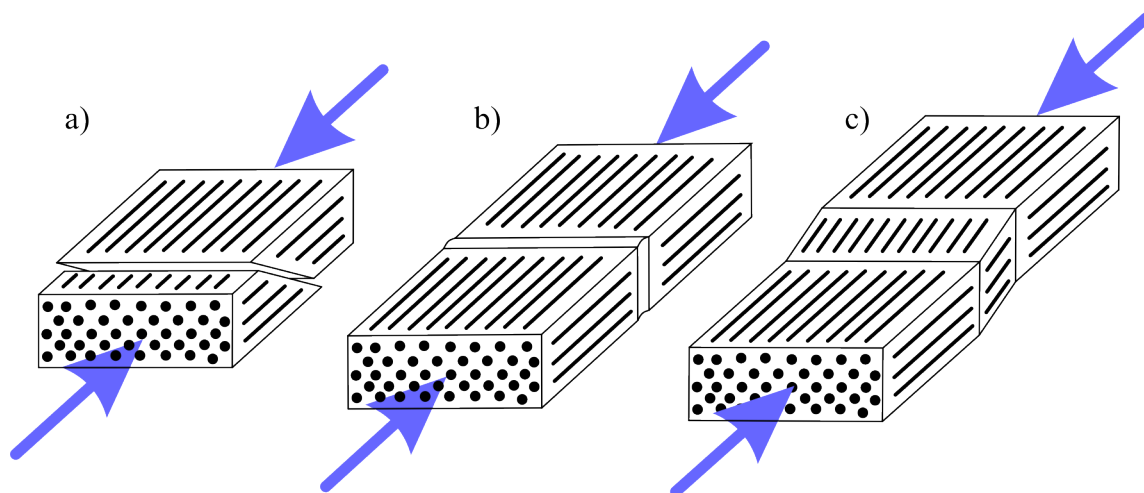
V případě zatížení tlakem ve směru vláken může nastat jeden ze tří níže uvedených typů porušení [95]:

- přetržení vláken vlivem smyku („*fiber fracture*“) - Obrázek 3.2a
- mikro zborcení („*micro-buckling*“) - Obrázek 3.2b
- zborcení vlivem smyku („*buckling due to shear*“) neboli vybočení („*kinking*“) - Obrázek 3.2c



Obrázek 3.1: Porušení vláken při tahovém zatížení.

Nejběžnějším módem porušením je právě zborcení vlivem smyku nebo vybočení vláken. Vysoké hodnoty tlakového zatížení způsobí vysoká vnitřní smyková napětí, ty vedou k vybočení či zborcení vláken. Typ porušení je závislý na mikrostruktuře materiálu (např. zda obsahuje mikrotrhliny, zda jsou všechna vlákna skutečně rovnoběžná apod.).

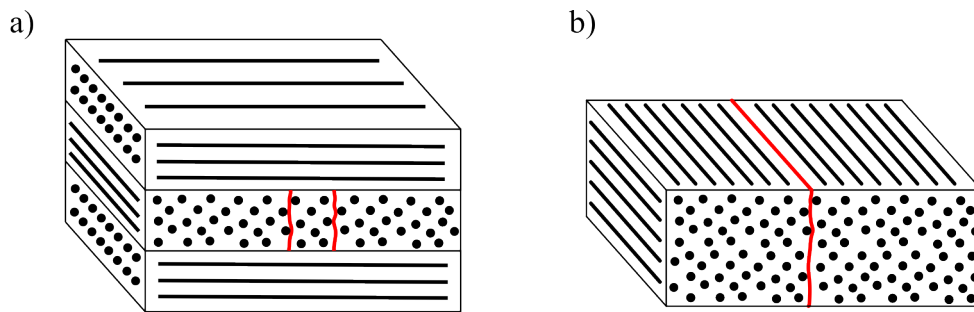


Obrázek 3.2: Porušení vláken při tlakovém zatížení (a) přetržení vláken vlivem smyku, (b) mikro zborcení, (c) zborcení vlivem smyku nebo vybočení vláken.

3.2 Mezi-vláknové porušení

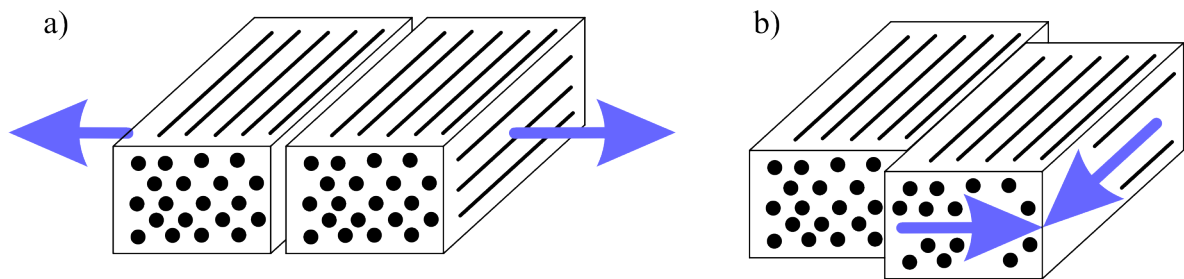
Mezi-vláknové porušení kompozitu („*Inter Fiber Failure*“ – *IFF*) je porušení laminy mezi vlákny. Toto porušení je následkem porušení soudržnosti matrice (kohezní porušení), případně porušení na rozhraní matrice a vlákna (adhezní porušení) [95]. Porušení vznikne v jedné vrstvě laminátu a je zastaveno přilehlou vrstvou s odlišnou orientací

vláken (Obrázek 3.3a) [95]. V případě jednosměrového laminátu nastává limitní porušení napříč celou tloušťkou laminátu (Obrázek 3.3b) [95].



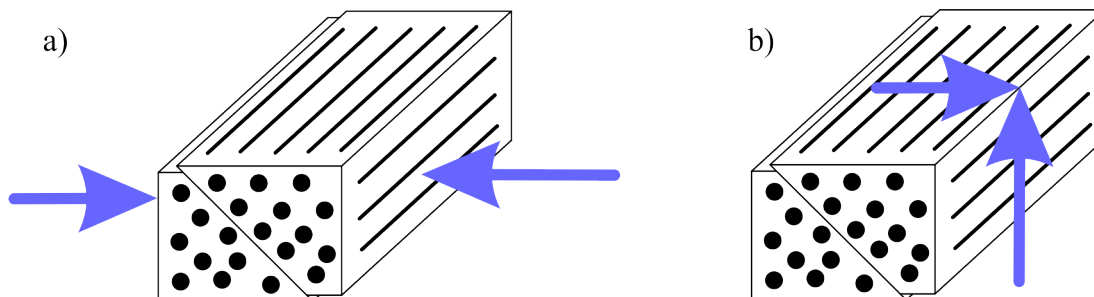
Obrázek 3.3: Mezi-vláknové porušení (a) vícesměrového, (b) jednosměrového laminátu.

Příčné tahové zatížení (směr 2) generuje mezi-vláknové porušení v rovině porušení, která je rovnoběžná se směrem vláken (Obrázek 3.4a). Obdobně je tomu v případě smykového napětí v rovině laminy (τ_{12}) (Obrázek 3.4b).



Obrázek 3.4: Mezi-vláknové porušení při (a) příčném tahu, (b) podélném smyku.

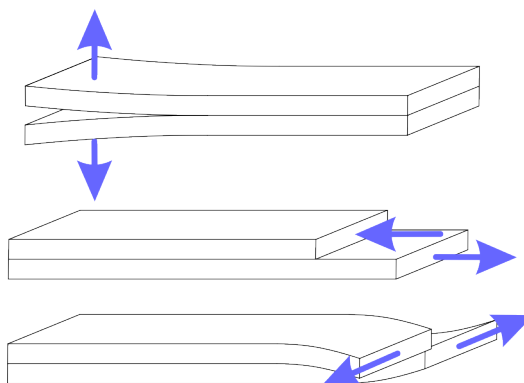
V případě příčného tlakového zatížení (směr 2) (Obrázek 3.5a) nebo smykových napětí příčných na vrstvu (τ_{23} a τ_{31}) (Obrázek 3.5b) nastává mezi-vláknové porušení v rovině rovnoběžné s vlákny, ale nerovnoběžné s rovinou určenou směry 1 a 3. Porušení v této rovině nesníží schopnost laminy přenášet zatížení na nulovou hodnotu, ale významně ovlivňuje vedlejší vrstvy. Rovina porušení vytvoří klín, ten působí na vedlejší vrstvy zatížením kolmo na vrstvy. Toto zatížení je významné při delaminaci [95]. Na rozdíl od mezi-vláknového porušení laminy při příčném tahu či podélném smyku (Obrázek 3.4) vede obvykle porušení laminy vlivem příčného tlakového zatížení nebo příčných smykových napětí (Obrázek 3.5) ke konečnému porušení laminátu.



Obrázek 3.5: Mezi-vláknové porušení při (a) příčném tlaku, (b) příčném smyku.

3.3 Delaminace

U delaminace rozlišujeme tři základní módy porušování (Obrázek 3.6). Delaminace obvykle nastává oddělením mezi vrstvami, které je zapříčiněno napětím kolmo na vrstvu (směr 3) nebo příčnými smykovými napětími (τ_{23} a τ_{31}). Hlavními příčinami bývá existence vad v laminátu vzniklých při výrobě. Delaminace roste buď únavovým zatížením, nebo postupným navyšováním statického zatížení.



Obrázek 3.6: Delaminace laminátu.

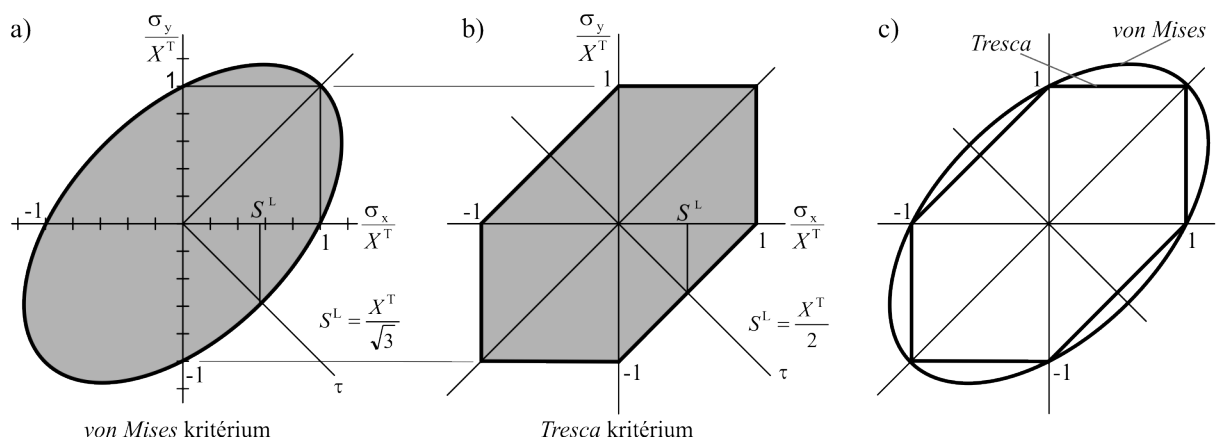
Kapitola 4

Kritéria porušení

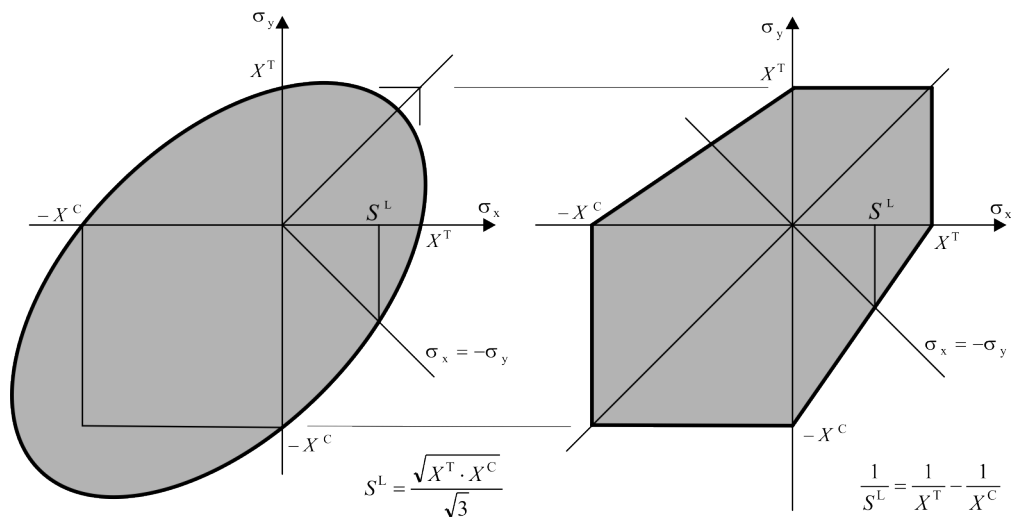
Pro zhodnocení, zda došlo v materiálu k porušení, slouží pevnostní kritéria. Nejzákladnější dělení kritérií porušení podle měřítka je zmíněno v úvodu. My se budeme v této kapitole zabývat pouze makromechanickými kritérii pro porušení na úrovni laminy a laminátu. Jedná se především o kritéria pro jednosměrové kompozity. Některé pasáže této kapitoly jsou prezentovány ve studijních materiálech [6], které sepsal autor této disertační práce. První pevnostní kritéria pro kompozitní materiály se inspirovala přístupy u izotropních materiálů. Jedno z nejpoužívanějších kritérií porušení pro izotropní materiál je *von Mises* kritérium. Mezní křivka v rovině s nulovým smykovým napětím ($\sigma_{12} = 0$) je pro toto kritérium znázorněna na obrázku 4.1a. Na obrázku 4.1b je zobrazeno *Tresca* kritérium, kde je porušení definováno maximálním smykovým napětím. Na obrázku 4.1c je srovnání obou uvedených kritérií pro izotropní materiály.

Modifikace *von Mises* kritéria pro případ rozdílných pevností v tahu a tlaku je ukázána na obrázku 4.2a. Stejná modifikace *Tresca* kritéria je zobrazena na obrázku 4.2b. Kritérium *maximálních smykových napětí* v 1. a 3. kvadrantu mají rozdílné hodnoty. Ve 2. a 4. kvadrantu se již nejedná o kritérium *maximálních smykových napětí*, ale o jednoduchou lineární spojnici bodů odpovídajících tahové a tlakové pevnosti (X^T a Y^T).

Při tvorbě prvních kritérií pro kompozitní materiál se předpokládá homogenní materiál (není rozlišeno vlákno a matrice) a průběh napětí lineární až do porušení. Vznikla tak jednoduchá kritéria *maximálního napětí* a *maximální deformace* [29, 74]. Tato kritéria patří do skupiny neinteraktivních kritérií, u nichž neexistuje vazba mezi složkami napětí. Dále bylo odvozeno několik již interaktivních kritérií zahrnujících vazbu mezi složkami napětí. V roce 1980 vzniklo první z tzv. *direct mode* kritérií – *Hashin*. *Direct mode* kritéria se



Obrázek 4.1: Mezné křivky (a) *von Mises* kritérium [95], (b) *Tresca* kritérium [95], (c) porovnání obou předchozích.



Obrázek 4.2: Mezné křivky pro rozdílné pevnosti v tahu a tlaku (a) *von Mises* kritérium [95], (b) *Tresca* kritérium [95].

vyznačují tím, že popisují několik druhů, tzv. módů, porušení. Každý tento mód popisují nezávislou podmínkou. Kritérium *Hashin* rozeznává čtyři módy porušení. Porušení v tahu v podélném směru (směr vláken), porušení v tahu v příčném směru, porušení v tlaku ve směru podélném a porušení v tlaku ve směru příčném. Do skupiny *direct mode* kritérií patří dále například *Puckovo* kritérium či kritéria z řady *LaRC* [41, 42, 84].

4.1 Kritérium *maximálních napětí*

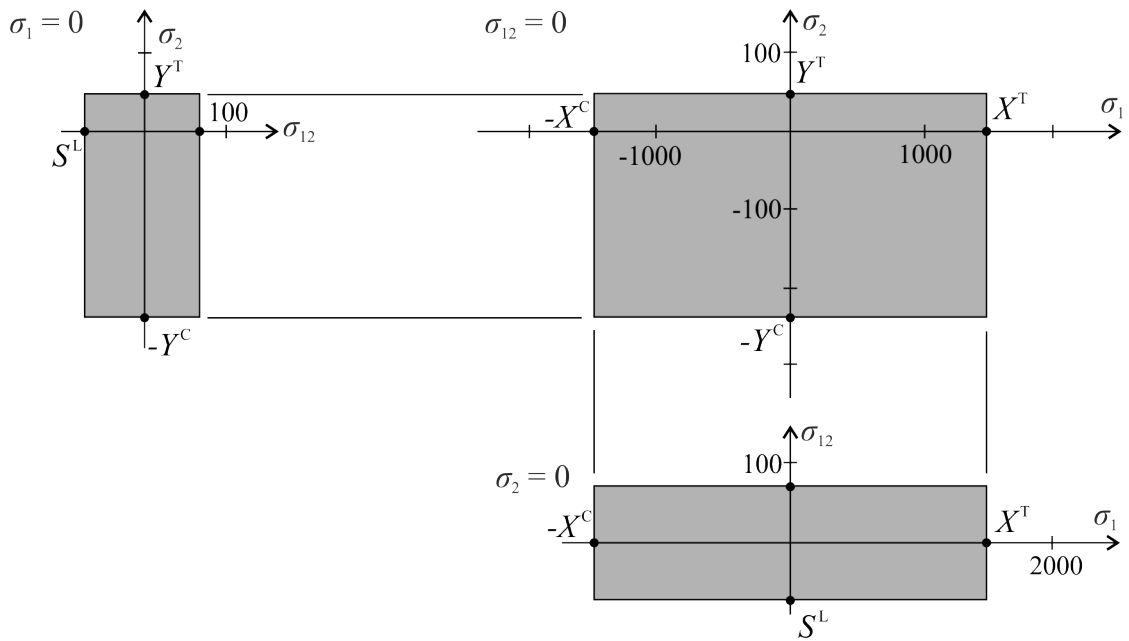
Kritérium *maximálních napětí* [74] je nejjednodušším kritériem pro kompozitní materiály. I přestože je toto kritérium neinteraktivní (nezahrnuje vazbu mezi jednotlivými složkami napětí), patří mezi v praxi nejpoužívanější kritéria. A to právě především díky jeho velmi snadnému použití. Podle kritéria *maximálních napětí* dojde k porušení v případě, kdy jedna ze složek napětí dosáhne příslušné meze pevnosti daného materiálu. Pro rovinou napjatost (σ_1 , σ_2 a τ_{12}) je možné napsat pevnostní podmínky v tomto tvaru

$$\frac{-X^C}{\sigma_1} \leq 1, \quad \frac{X^T}{\sigma_1} \leq 1, \quad \frac{-Y^C}{\sigma_2} \leq 1, \quad \frac{Y^T}{\sigma_2} \leq 1, \quad \frac{-S^L}{\tau_{12}} \leq 1, \quad \frac{S^L}{\tau_{12}} \leq 1, \quad (4.1)$$

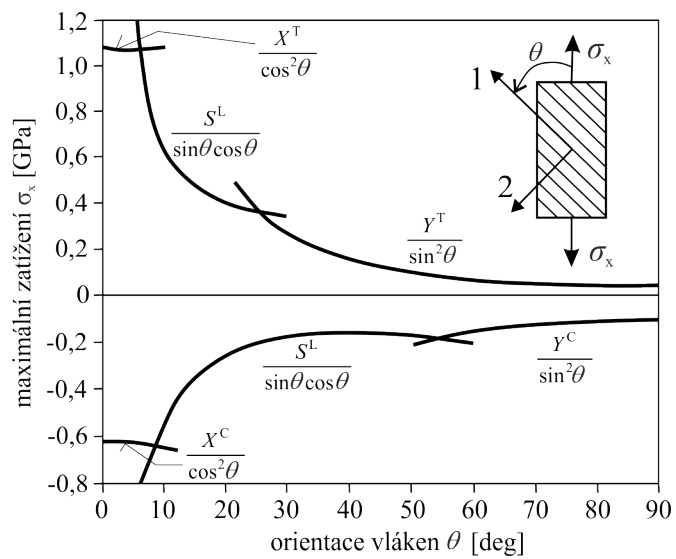
kde σ_1 a σ_2 jsou normálová napětí v hlavních materiálových směrech, τ_{12} je smykové napětí v rovině vrstvy, X^C je mez pevnosti v tlaku ve směru podélném, X^T je mez pevnosti v tahu ve směru podélném, Y^C je mez pevnosti v tlaku ve směru příčném, Y^T je mez pevnosti v tahu ve směru příčném a S^L je podélná smyková pevnost.

K porušení dojde, jakmile nebude splněna alespoň jedna z těchto šesti podmínek. Mezní křivky pevnosti jsou ve třech navzájem kolmých rovinách ve tvaru obdélníka (Obrázek 4.3).

Jsou-li složky napětí vyjádřeny v souřadnicovém systému $O(x, y, z)$, zatímco složky mezí pevností jsou vyjádřeny v hlavních materiálových směrech $O(1, 2, 3)$ je třeba složky napětí σ_x , σ_y a τ_{xy} transformovat do souřadnicového systému $O(1, 2, 3)$. Více k tomuto je uvedeno v [74]. Z obrázku 4.4 je zřejmé, že pro mezní hodnotu napětí ve směru osy x platí tři vztahy, které jsou funkcí úhlu θ (natočení vláken vůči ose x). Pro malé úhly θ je maximální zatížení závislé na pevnosti v tahu ve směru podélném X^T . S rostoucím úhlem je maximální zatížení ovlivňováno pevností ve smyku S^L . Pro velké úhly je pak rozhodujícím faktorem pro porušení mez pevnosti v tahu ve směru příčném Y^T .



Obrázek 4.3: Mezné křivky pevnosti kritéria *max. napětí* pro materiál T300/5208 [95] (rozdílné měřítko na osách).



Obrázek 4.4: Závislost maximálního zatížení na úhlu vláken vůči podélné ose [74].

4.2 Kritérium *maximálních deformací*

Toto kritérium je analogické k předchozímu. K porušení dojde v případě, kdy jedna ze složek vektoru deformace dosáhne mezní hodnoty deformace. Pro případ rovinné napjatosti lze opět zapsat šest podmínek pevnosti ve tvaru

$$\frac{-X_\varepsilon^C}{\varepsilon_1} \leq 1, \quad \frac{X_\varepsilon^T}{\varepsilon_1} \leq 1, \quad \frac{-Y_\varepsilon^C}{\varepsilon_2} \leq 1, \quad \frac{Y_\varepsilon^T}{\varepsilon_2} \leq 1, \quad \frac{-S_\varepsilon^L}{\gamma_{12}} \leq 1, \quad \frac{S_\varepsilon^L}{\gamma_{12}} \leq 1, \quad (4.2)$$

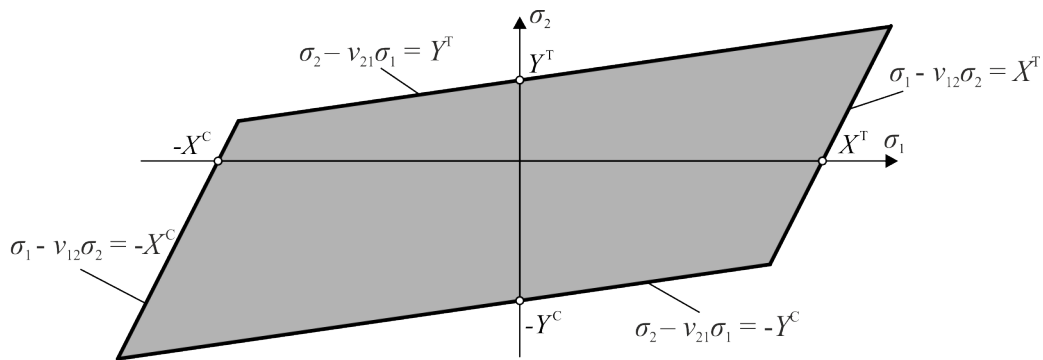
kde ε_1 a ε_2 jsou složky deformace v materiálových směrech, γ_{12} je zkos, X_ε^C je mezná deformace v tlaku ve směru podélném, X_ε^T je mezná deformace v tahu ve směru podélném, Y_ε^C je mezná deformace v tlaku ve směru příčném, Y_ε^T je mezná deformace v tahu ve směru příčném a S_ε^L je mezný zkos.

Při platnosti Hookeova zákona je možno tyto podmínky přepsat [74] do tvaru

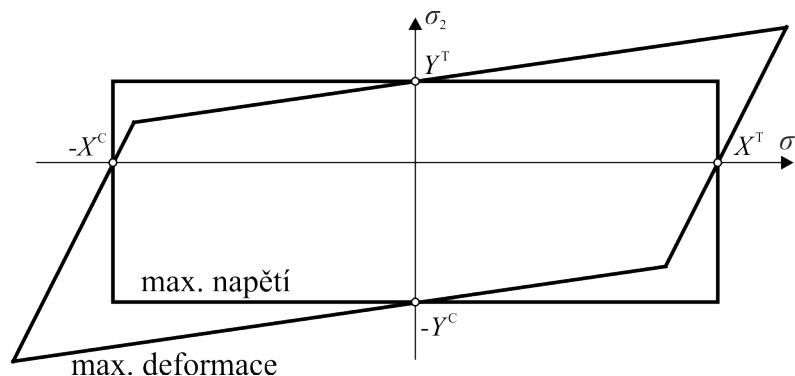
$$\begin{aligned} \frac{-X^C}{\sigma_1 - \nu_{12} \cdot \sigma_2} &\leq 1, & \frac{-X^T}{\sigma_1 - \nu_{12} \cdot \sigma_2} &\leq 1, \\ \frac{-Y^C}{\sigma_2 - \nu_{12} \cdot \sigma_1} &\leq 1, & \frac{-Y^T}{\sigma_2 - \nu_{12} \cdot \sigma_1} &\leq 1, \\ \frac{-S^L}{\tau_{12}} &\leq 1, & \frac{S^L}{\tau_{12}} &\leq 1, \end{aligned} \quad (4.3)$$

kde ν_{12} je Poissonovo číslo.

Mezní křivka pevnosti v souřadnicích normálových napětí (σ_1 , σ_2) je ve tvaru kosodélníka (Obrázek 4.5). Na obrázku 4.6 je srovnání obou neinteraktivních kritérií (*maximálních napětí* a *maximálních deformací*)



Obrázek 4.5: Mezní křivka pevnosti kritéria *maximálních deformací*.



Obrázek 4.6: Porovnání mezných křivek pevnosti.

Připomeňme, že obě uvedená kritéria patří mezi neinteraktivní. Jejich nedostatkem je, že nezahrnují vazby mezi normálovými složkami napětí a mezi normálovými a smykovými složkami napětí, přičemž právě na kombinaci různých složek napětí může záviset porušení. Při jednoosém namáhání neinteraktivita sice nehraje významnou roli, při víceosém namáhání je třeba mít toto na zřeteli.

4.3 Kritérium *Hashin*

Toto kritérium bylo původně vyvíjeno pro jednosměrové polymerní kompozity. Je to jedno z prvních kritérií, které rozlišovalo několik módů porušení, zde konkrétně čtyři. Kritérium bylo sepsáno jako dvojdimenzionální. Na obrázku 4.7 jsou vyobrazeny mezní křivky porušení dle *Hashin* kritéria ve třech rovinách.

Módy porušení *Hashin* kritéria jsou následující

- porušení vláken v tahu při $\sigma_1 \geq 0$

$$\left(\frac{\sigma_1}{X^T}\right)^2 + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{(SL)^2} = 1, \quad (4.4)$$

- porušení vláken v tlaku při $\sigma_1 < 0$

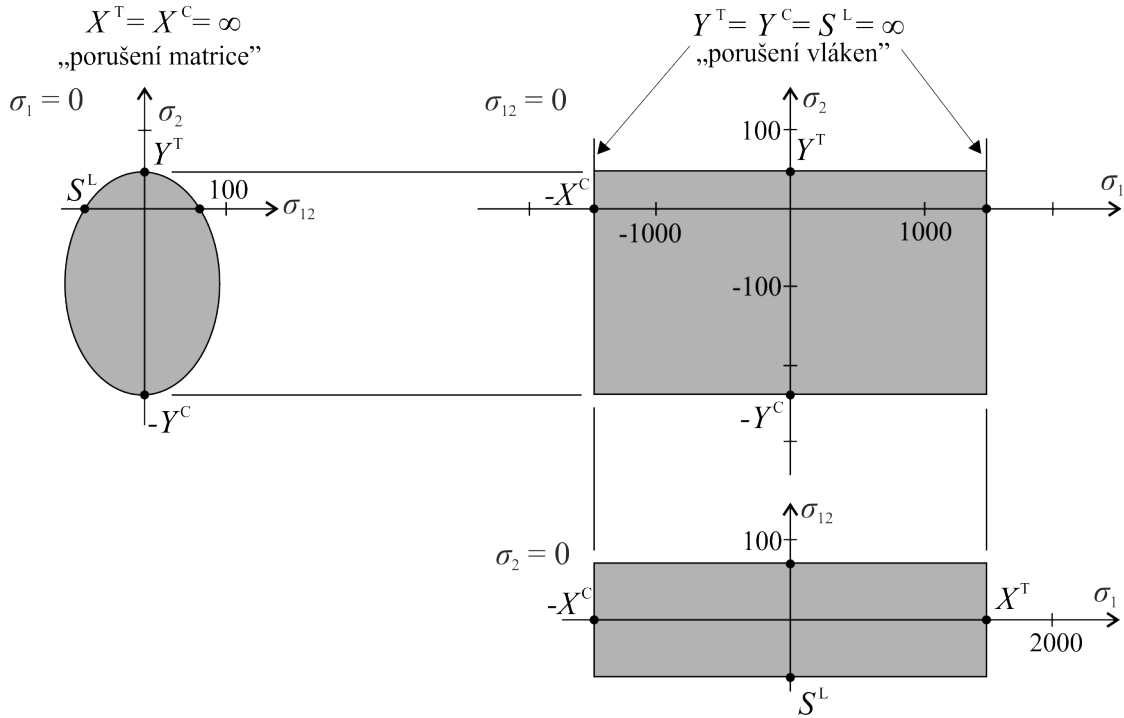
$$\left(\frac{\sigma_1}{X^C}\right)^2 = 1, \quad (4.5)$$

- porušení matrice v tahu při $\sigma_2 > 0$

$$\left(\frac{\sigma_2}{Y^T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{SL}\right)^2 = 1, \quad (4.6)$$

- porušení matrice v tlaku při $\sigma_2 < 0$

$$\left[\left(\frac{Y^C}{2 \cdot S^T} \right) - 1 \right] \left(\frac{\sigma_2}{Y^C} \right) + \left(\frac{\sigma_2}{2 \cdot S^T} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S^L} \right)^2 = 1. \quad (4.7)$$



Obrázek 4.7: Mezné křivky pevnosti *Hashin* kritéria pro materiál *T300/5208* [95] (rozdílné měřítko na osách).

Při rozšíření pro prostorovou napjatost jsou podmínky porušení následující

- porušení vláken v tahu při $\sigma_1 \geq 0$

$$\left(\frac{\sigma_1}{X^T} \right)^2 + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{(S^L)^2} = 1, \quad (4.8)$$

- porušení vláken v tlaku při $\sigma_1 < 0$

$$\left(\frac{\sigma_1}{X^C} \right)^2 = 1, \quad (4.9)$$

- porušení matrice v tahu při $(\sigma_2 + \sigma_3) > 0$

$$\frac{(\sigma_2 + \sigma_3)^2}{(Y^T)^2} + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_2 \sigma_3}{(S^T)^2} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{(S^L)^2} = 1, \quad (4.10)$$

- porušení matrice v tahu při $(\sigma_2 + \sigma_3) < 0$

$$\left[\left(\frac{Y^C}{2 \cdot S^T} \right) - 1 \right] \left(\frac{\sigma_2 + \sigma_3}{Y^C} \right) + \frac{(\sigma_2 + \sigma_3)^2}{4(S^T)^2} + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_2\sigma_3}{(S^T)^2} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{(S^L)^2} = 1. \quad (4.11)$$

4.4 Kritérium *LaRC04*

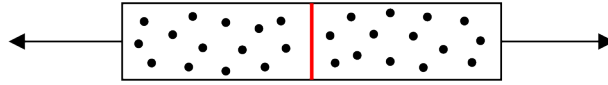
Tato kapitola je převzata z autorovy diplomové práce [7].

Jedná se o moderní pevnostní kritérium, které bylo vytvořeno v *NASA Langley Research Center* v roce 2004 [84]. Toto kritérium je odvozeno pro plně 3D napěťový stav. Výsledkem kritéria je hodnota indexu porušení $\mathcal{F} \in \langle 0, 1 \rangle$. Je-li tento index roven 1, znamená to, že dojde k porušení.

Kritérium *LaRC04* rozeznává šest módů porušení.

LaRC #1

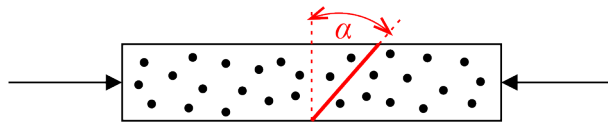
Dle toho módu nastane vlivem tahu příčně na vlákna porušení matrice (Obrázek 4.8).



Obrázek 4.8: *LaRC #1*.

LaRC #2

Vlivem tlaku ve směru příčném na vlákna dojde k porušení matrice pod určitým úhlem. Z obrázku 4.9 je patrný smysl natočení roviny zlomu vzhledem k rovině dané směry 1 a 3 o úhel α .



Obrázek 4.9: *LaRC #2*.

LaRC #3

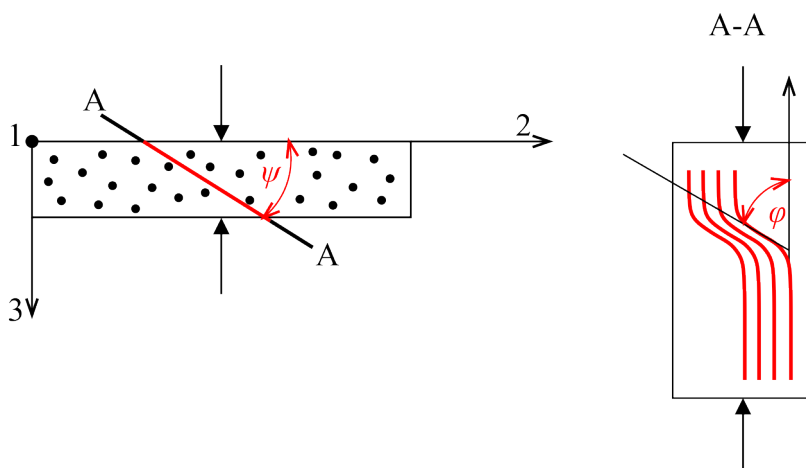
Vlivem tahu ve směru vláken dojde k prostému přetržení vláken (Obrázek 4.10).



Obrázek 4.10: LaRC #3.

LaRC #4

Vlivem tlaku ve směru vláken a ve směru příčném na vlákna dojde k vychýlení vláken z jejich podélného směru (směr 1) a jejich následnému porušení. Na obrázku 4.11 je znázorněna rovina, v níž dojde k vychýlení vláken ze směru 1 o úhel φ , tato rovina je natočená od roviny dané směry 1 a 2 o úhel ψ .



Obrázek 4.11: LaRC #4.

LaRC #5

Vlivem tlaku ve směru vláken a tlaku ve směru příčném na vlákna dojde k vychýlení vláken a k porušení matrice pod určitým úhlem.

LaRC #6

Vlivem tlaku ve směru vláken a tahu ve směru příčném na vlákna dojde k vychýlení vláken a jejich následnému porušení a dále následuje porušení matrice mezi vlákny.

V tabulce 4.1 jsou formulovány jednotlivé módy, včetně prvního přiblížení pro módy *LaRC#1* a *LaRC#6*, které je nutné použít při neznalosti konstanty g vyjadřující poměr energií nutných k iniciaci šíření trhliny v materiálu.

Symboly \mathcal{F}_M a \mathcal{F}_F jsou indexy porušení pro matrici a vlákna.

Při uvažování lineárního konstitutivního vztahu lze získat hodnoty napětí a konstant užitých v podmínkách porušení uvedených v tabulce 4.1 pomocí vztahů uvedených v [68].

Přesné určení hodnoty funkce $\kappa = \kappa(\tau_{2m2\psi}, \gamma_{1m2m}, S^L)$ je popsáno v [84]. Při nedostatku experimentálních dat lze použít prvního přiblížení módu *LaRC#1* a *LaRC#6*.

Úhel, pod kterým dojde k porušení matrice jen vlivem tlaku ve směru příčném na vlákna, je pro většinu jednosměrových kompozitů s uhlíkovými vlákny $\alpha_0 = 53^\circ \pm 5^\circ$. Koeficient příčného tření materiálu lze vyjádřit

$$\eta^T = -\frac{1}{\tan(2\alpha_0)}, \quad (4.12)$$

a příčná pevnost ve smyku

$$S^T = Y^C \cos(\alpha_0) \left(\sin(\alpha_0) + \frac{\cos(\alpha_0)}{\tan(2\alpha_0)} \right), \quad (4.13)$$

a v případě chybějících experimentálních dat lze uvažovat koeficient podélného tření materiálu

$$\eta^L = S^L \frac{\eta^T}{S^T}. \quad (4.14)$$

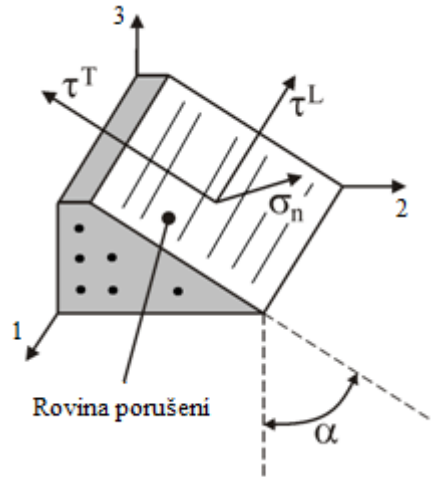
Napětí v rovině porušení, která se určí nalezením takového α z intervalu $\langle 0, \pi \rangle$, pro které bude \mathcal{F}_M (mód *LaRC#2*) maximální, lze vypočíst ze vztahů

$$\begin{aligned} \sigma_n &= \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2} \cos(\alpha) + \sigma_{23} \sin(2\alpha), \\ \tau^T &= -\frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2} \sin(2\alpha) + \sigma_{23} \cos(2\alpha), \\ \tau^L &= -\sigma_{12} \cos(2\alpha) + \sigma_{13} \sin(2\alpha). \end{aligned} \quad (4.15)$$

Význam těchto napětí a úhlu α je patrný z obrázku 4.12.

Úhel, při kterém se inicializuje vychýlení vláken ze směru 1

$$\varphi^0 = \varphi^C - \gamma_{1m2m}^C, \quad (4.16)$$



Obrázek 4.12: Napětí v rovině porušení [84].

kde φ^C je vychýlení vláken při porušení čistým tlakem působícím ve směru vláken a γ_{1m2m}^C je zkos v případě porušení materiálu čistým tlakem ve směru vláken. Tyto veličiny lze určit ze vztahů

$$\varphi^C = \arctan \left[\frac{1 - \sqrt{1 - 4 \left(\frac{S^L}{X^C} + \eta^L \right) \frac{S^L}{X^C}}}{2 \left(\frac{S^L}{X^C} + \eta \right)} \right], \quad (4.17)$$

$$\gamma_{1m2m}^C = \frac{\varphi^C X^C}{G_{12}}.$$

Úhel ψ (Obrázek 4.11) je dán vztahem

$$\psi = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{2\sigma_{23}}{\sigma_2 - \sigma_3} \right). \quad (4.18)$$

Napětí v rovině, ve které dojde k vychýlení vláken ze směru 1 (určené úhlem ψ) se vypočtou ze vztahů

$$\begin{aligned} \sigma_{2\psi 2\psi} &= \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2} \cos(2\psi) + \sigma_{23} \sin(2\psi), \\ \sigma_{3\psi 3\psi} &= \sigma_2 + \sigma_3 - \sigma_{2\psi 2\psi}, \\ \tau_{12\psi} &= \sigma_{12} \cos(\psi) + \sigma_{13} \sin(\psi), \\ \tau_{2\psi 3\psi} &= 0, \\ \tau_{31\psi} &= \sigma_{13} \cos(\psi) - \sigma_{12} \sin(\psi). \end{aligned} \quad (4.19)$$

Potom bude úhel φ , o který se vychýlí vlákna ze směru 1

$$\varphi = \frac{\tau_{12\psi}}{|\tau_{12\psi}|} (\varphi^0 + \gamma_{1m2m}), \quad (4.20)$$

kde γ_{1m2m} je zkos v souřadném systému daném směrem vychýlení vláken. Jeho velikost je dána vztahem

$$\gamma_{1m2m} = \frac{\varphi^0 G_{12} + |\tau_{12\psi}|}{G_{12} + \sigma_1 - \sigma_{2\psi 2\psi}} - \varphi^0. \quad (4.21)$$

Nyní je možné vycíslit napětí v souřadném systému, který je dán úhlem vychýlení vláken φ

$$\begin{aligned} \sigma_{1m1m} &= \frac{\sigma_1 + \sigma_{2\psi 2\psi}}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_{2\psi 2\psi}}{2} \cos(2\varphi) + \tau_{12\psi} \sin(2\varphi), \\ \sigma_{2m2m} &= \sigma_1 + \sigma_{2\psi 2\psi} - \sigma_{1m1m}, \\ \tau_{1m2m} &= \frac{\sigma_1 - \sigma_{2\psi 2\psi}}{2} \sin(2\varphi) + \tau_{12\psi} \cos(2\varphi), \\ \tau_{2m3\psi} &= \tau_{2\psi 3\psi} \cos(\varphi) - \tau_{3\psi 1} \sin(\varphi), \\ \tau_{3\psi 1m} &= \tau_{3\psi 1} \cos(\varphi). \end{aligned} \quad (4.22)$$

Pro kombinovaný mód *LaRC#6* je uvažováno porušení vláken jen v případě

$$\sigma_1 < -\frac{X^C}{2}. \quad (4.23)$$

Napětí v rovině porušení, která je určena úhlem α , lze vypočíst ze vztahů

$$\begin{aligned} \sigma_n^m &= \frac{\sigma_{2m2m} + \sigma_{3\psi 3\psi}}{2} + \frac{\sigma_{2m2m} - \sigma_{3\psi 3\psi}}{2} \cos(2\alpha) + \tau_{2m3\psi} \sin(2\alpha), \\ \tau^{\text{Tm}} &= -\frac{\sigma_{2m2m} - \sigma_{3\psi 3\psi}}{2} \sin(2\alpha) + \tau_{2m3\psi} \sin(2\alpha), \\ \tau^{\text{Lm}} &= -\tau_{1m2m} \cos(\alpha) + \tau_{3\psi 1m} \sin(\alpha). \end{aligned} \quad (4.24)$$

Tabulka 4.1: Kritérium *LaRC04*.

<i>LaRC#1</i> , $\sigma_2 \geq 0$	$\mathcal{F}_M = (1 - g) \left(\frac{\sigma_2}{Y^T} \right) + g \left(\frac{\sigma_2}{Y^T} \right)^2 + \kappa$
<i>LaRC#1</i> , první přiblížení	$\mathcal{F}_M = \left(\frac{\sigma_2}{Y^T} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S^L} \right)^2$
<i>LaRC#2</i> , $\sigma_2 < 0$ nebo $\sigma_3 < 0$; $\sigma_1 \geq -Y^C$	$\mathcal{F}_M = \left(\frac{\tau^T}{S^T - \eta^T \sigma_n} \right)^2 + \left(\frac{\tau^T}{S^L - \eta^L \sigma_n} \right)^2$
<i>LaRC#3</i> , $\sigma_3 \geq 0$	$\mathcal{F}_F = \frac{\sigma_1}{X^T}$
<i>LaRC#4</i> , $\sigma_1 < 0$; $\sigma_{2m2m} < 0$	$\mathcal{F}_F = \left(\frac{\tau_{1m2m}}{S^L - \eta^L \sigma_{2m2m}} \right)^2$
<i>LaRC#5</i> , $\sigma_2 < 0$ nebo $\sigma_3 < 0$; $\sigma_1 < -Y^C$	$\mathcal{F}_M = \left(\frac{\tau^{Tm}}{S^T - \eta^T \sigma_n^m} \right)^2 + \left(\frac{\tau^{Lm}}{S^L - \eta^L \sigma_n^m} \right)^2$
<i>LaRC#6</i> , $\sigma_1 < 0$; $\sigma_{2m2m} \geq 0$	$\mathcal{F}_{FM} = (1 - g) \left(\frac{\sigma_{2m2m}}{Y^T} \right) + g \left(\frac{\sigma_{2m2m}}{Y^T} \right)^2 + \kappa$
<i>LaRC#6</i> , první přiblížení	$\mathcal{F}_{FM} = \left(\frac{\sigma_{2m2m}}{Y^T} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{1m2m}}{S^L} \right)^2$

Kapitola 5

Určení pevnostních parametrů

Výše uvedená pevnostní kritéria pro kompozitní materiály vyžadují znalost nejrůznějších pevnostních parametrů materiálu. K jejich určení slouží nejrůznější experimenty a právě určení základních pevnostních parametrů pomocí experimentů se věnuje tato kapitola. Kapitola je členěna na podkapitoly, z nichž každá se věnuje jiné skupině pevnostních parametrů. A ukazuje pomocí jakých testů se dají tyto parametry určit.

5.1 Meze pevnosti v tahu - X^T a Y^T

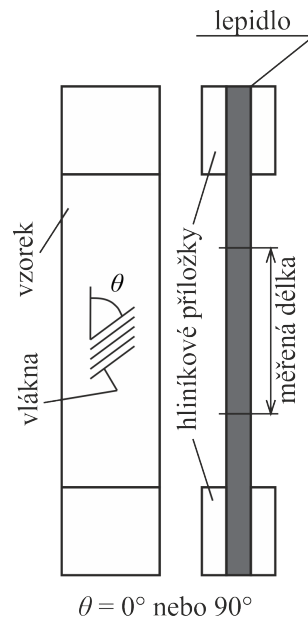
Meze pevnosti v tahu ve směru vláken X^T a ve směru příčném na vlákna Y^T se zpravidla určují pomocí zkoušek tahem dle *ASTM D 3039* [19]. Jedná se o zkoušku kompozitu ve tvaru plochých podélných vzorků (Obrázek 5.1).

Vzorky pro určení meze pevnosti v tahu ve směru vláken X^T obsahují pouze vlákna ve směru podélném ($\theta = 0^\circ$). Vzorky pro určení meze pevnosti v tahu ve směru příčném na vlákna Y^T obsahují pouze vlákna ve směru příčném ($\theta = 90^\circ$). Pevnosti se stanoví jako maximální tahová síla vztažená na počáteční průřez vzorku (Obrázek 5.2).

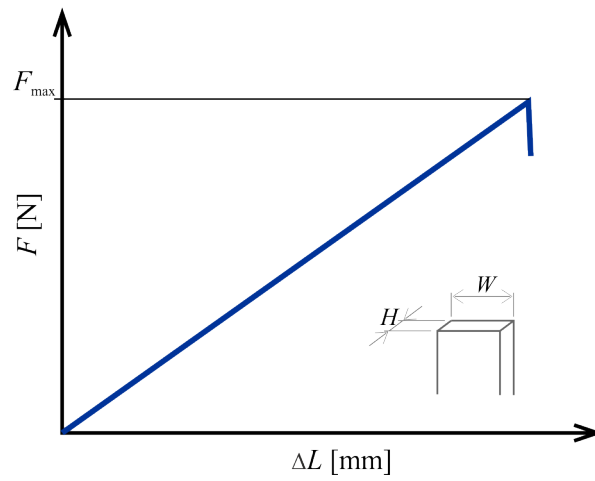
$$X^T = \frac{F_{\max}}{W \cdot H} \quad (5.1)$$

Na obrázku (Obrázek 5.3) je ukázka vzorků po tahové zkoušce pro úhly $\theta = 0^\circ$ a $\theta = 90^\circ$.

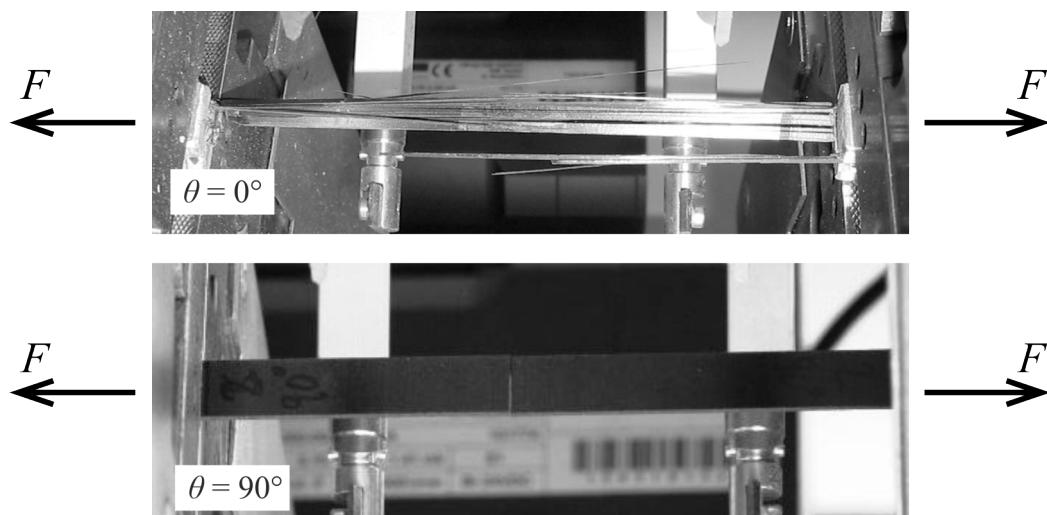
Vzorky je nutné opatřit na obou stranách obou konců příložkami (Obrázek 5.1), aby nedocházelo k porušování vzorků v čelistech vlivem jejich drážkovaného povrchu. Příložky jsou ke vzorku lepeny lepidly s vysokou smykovou pevností.



Obrázek 5.1: Vzorky pro zkoušku tahem.



Obrázek 5.2: Ilustrace stanovení tahové pevnosti.

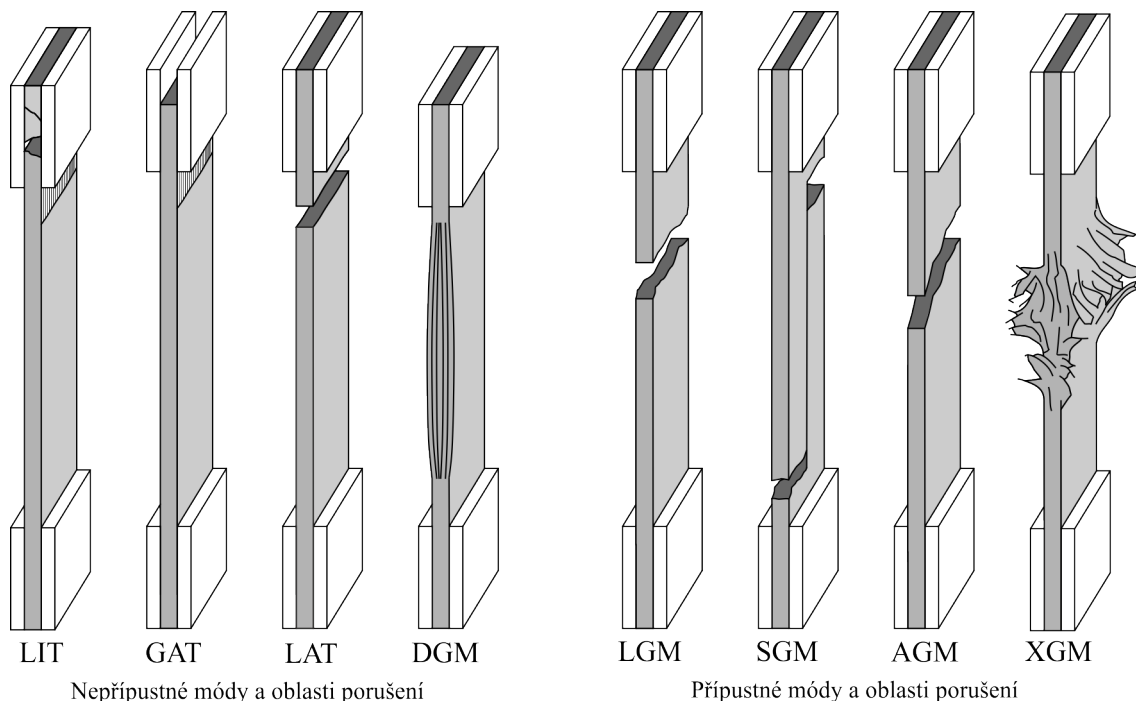


Obrázek 5.3: Porušené vzorky - zkouška tahem [8].

Norma *ASTM D 3039* dále definuje přípustné a nepřípustné typy porušení (Obrázek 5.4). Pro každý testovaný vzorek by měl být určen tzv. identifikační kód porušení. Jedná se o označení porušení zahrnující informaci o módu, oblasti a místa porušení. Identifikační kódy se skládají ze tří znaků. První udává mód porušení, druhý rozsah porušení a třetí místo porušení. Význam znaků je popsán v tabulce 5.1. Jednotlivá písmena jsou odvozená z anglických výrazů.

Tabulka 5.1: Identifikační kódy porušení pro tahové vzorky [19].

První znak		Druhý znak		Třetí znak	
Mód porušení	Kód	Oblast porušení	Kód	Místo porušení	Kód
šikmý	A	mezi příložkami	I	dole	B
delaminace	D	u příložek	A	nahore	T
čelisti, příložky	G	< 1x šířka od čelisti	W	vlevo	L
boční	L	střed měřené oblasti	G	vpravo	R
mnohonásobný mód	M(x,y,z)	vícenásobná	M	střed	M
podélné štěpení	S	různé	V	různé	V
výbušný	X	neznámé	U	neznámé	U
ostatní	O				



Obrázek 5.4: Přípustné a nepřípustné módy a oblasti porušení [19].

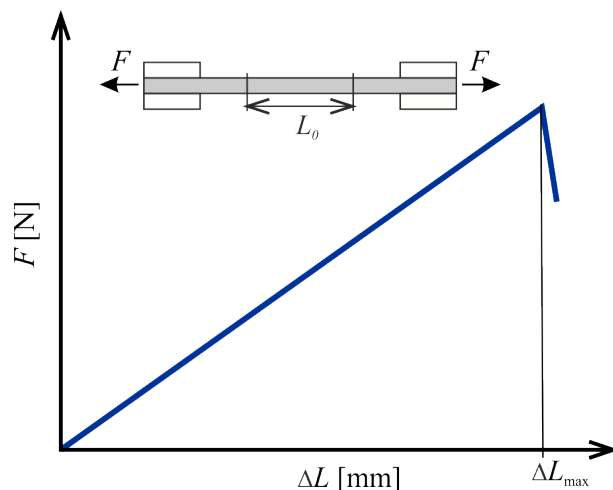
5.2 Mezní deformace v tahu – X_ε^T a Y_ε^T

Mezní deformace v tahu ve směru vláken X_ε^T a ve směru příčném na vlákna Y_ε^T se stanovují ze stejných zkoušek jako výše uvedené meze pevnosti v tahu X^T a Y^T . Mezní deformace v tahu se určí z maximální hodnoty prodloužení ΔL_{\max} a počáteční měřené délky L_0 (Obrázek 5.5), na kterou je umístěn extenzometr

$$X_\varepsilon^T = \frac{\Delta L_{\max}}{L_0} \quad (5.2)$$

Případně při uvažování lineárního vztahu mezi napětím a deformací lze mezní deformace v tahu určit pomocí experimentálně získaných pevností X^T a Y^T při jednoosých namáháních. Při platnosti Hookeova zákona je vztah mezi napětím a deformací

$$X_\varepsilon^T = \frac{X^T}{E_1}, \quad Y_\varepsilon^T = \frac{Y^T}{E_2}. \quad (5.3)$$



Obrázek 5.5: Ilustrace stanovení mezní hodnoty tahové deformace.

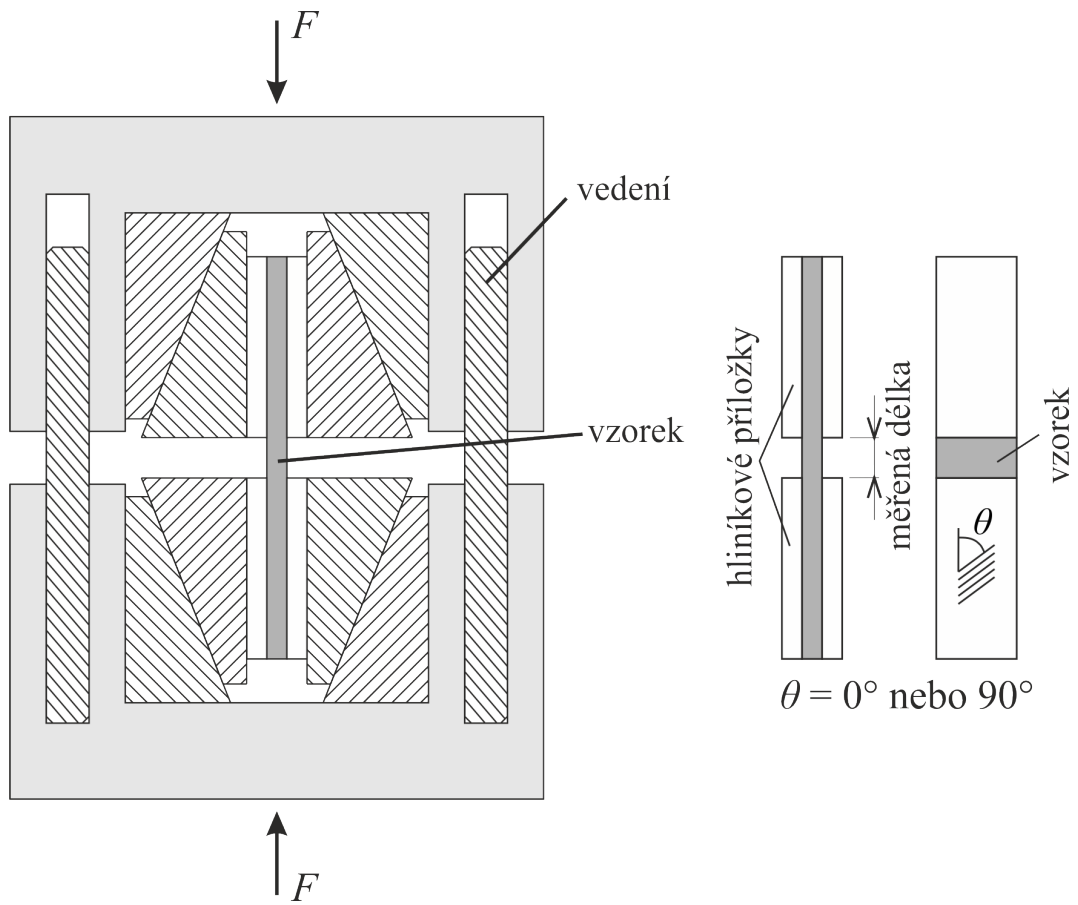
5.3 Meze pevnosti v tlaku – X^C a Y^C

Meze pevnosti v tlaku ve směru vláken X^C a ve směru příčném na vlákna Y^C se určují pomocí zkoušek tlakem dle *ASTM D 3410* [20]. Stejně jako u pevností v tahu i zde se jedná o zkoušky kompozitu ve tvaru plochých podélných vzorků (Obrázek 5.6).

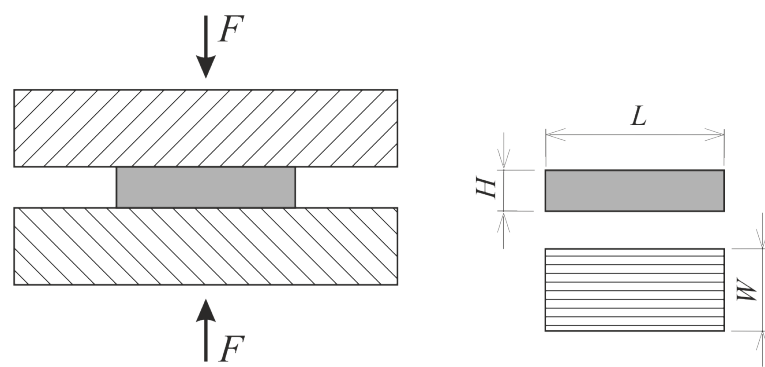
Vzorky k určení meze pevnosti v tahu ve směru vláken X^C obsahují pouze vlákna ve směru podélném ($\theta = 0^\circ$). Vzorky k určení meze pevnosti v tlaku ve směru příčném na vlákna Y^C obsahují pouze vlákna ve směru příčném ($\theta = 90^\circ$). U této zkoušky je potřeba speciálních tlakových čelistí s vedením (Obrázek 5.6).

Ve zmíněné normě *ASTM D 3410* jsou definovány přípustné a nepřípustné typy porušení (Obrázek 5.8). Stejně jako u zkoušek tahem by měl být pro každý vzorek určen tzv. identifikační kód porušení. Význam znaků pro porušení zkouškou tlakem je popsán v tabulce 5.2. Jednotlivá písmena jsou odvozená z anglických výrazů.

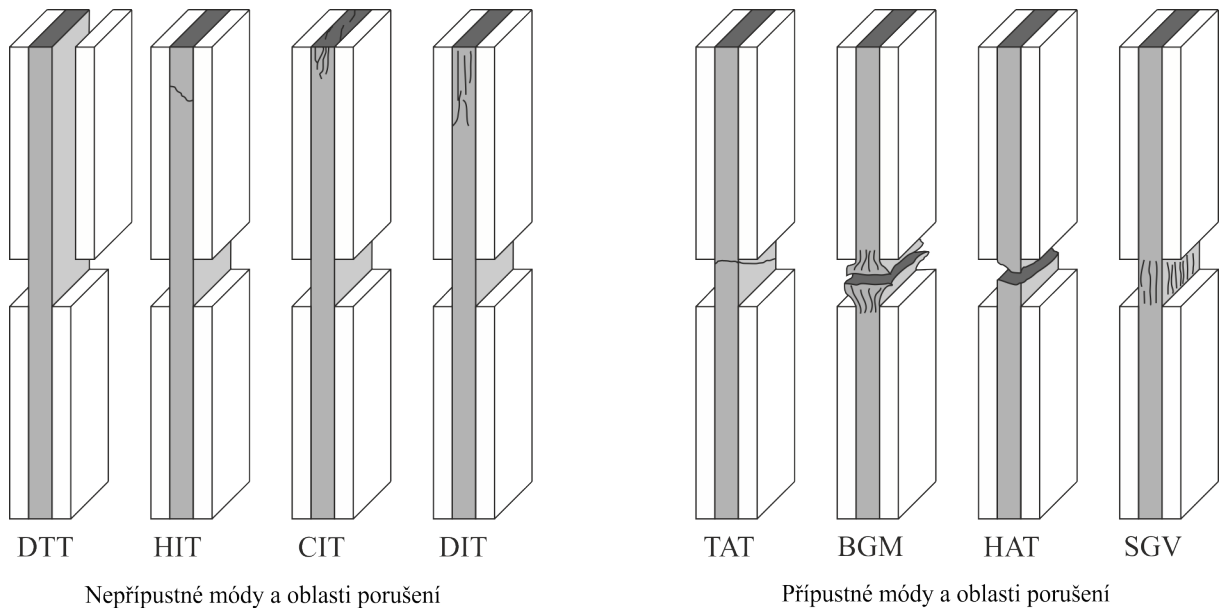
Určení příčné meze pevnosti v tlaku Y^C je možné i zkouškou tlakem, jejíž schéma je znázorněno na (Obrázek 5.7).



Obrázek 5.6: Schéma zkoušky tlakem.



Obrázek 5.7: Schéma tlakové zkoušky.



Obrázek 5.8: Přípustné a nepřípustné módy a oblasti porušení [20].

Tabulka 5.2: Identifikační kódy porušení pro tlakové vzorky [20].

První znak		Druhý znak		Třetí znak	
Mód porušení	Kód	Oblast porušení	Kód	Místo porušení	Kód
šikmý	A	u příložek	A	nahoře	T
napříč tloušťky	H	mezi příložkami	I	střed	M
příčný stříh	T	střed měřené oblasti	G	dole	B
roztřepení	B	vícenásobná	M	vlevo	L
rozdrcení konce	C	lepidlo u příložky	T	vpravo	R
delaminace	D	různé	V	různé	V
vzpěr	E	neznámé	U	neznámé	U
po tloušťce	K				
boční	L				
mnohonásobný mód	$M(x,y,z)$				
podélné štěpení	S				
výbušný	X				
ostatní	O				

5.4 Mezní deformace v tlaku – X_ε^C a Y_ε^C

Přímé experimentální určení mezních deformací v tlaku ve směru vláken X_ε^C a ve směru příčném na vlákna Y_ε^C je poměrně obtížné. Vzhledem k velmi malé měřené délce (kvůli vyloučení vzpěru) nelze většinou využít pro měření prodloužení extenzometr. Vyhodnocování prodloužení z příčníků bývá velmi nepřesné. K vyhodnocení prodloužení lze využít např. metodu digitální korelace obrazu [36, 92].

Stejně jako u mezních deformací v tahu lze určit mezní deformace v tlaku pomocí experimentálně získaných pevností X^C a Y^C při jednoosých namáháních. Při platnosti Hookeova zákona je vztah mezi napětím a deformací

$$X_\varepsilon^C = \frac{X^C}{E_1}; \quad Y_\varepsilon^C = \frac{Y^C}{E_2}. \quad (5.4)$$

5.5 Podélná smyková pevnost - S^L

Experimentální určení podélné smykové pevnosti je možné několika různými zkouškami:

- jednoosý tah laminátu $\pm 45^\circ$ [21],
- smykové testy s dvojitým a trojitým vedením [22],
- smykové testy vzorku s V vrubem (*Iosipescu* [23], s vedením [24]).

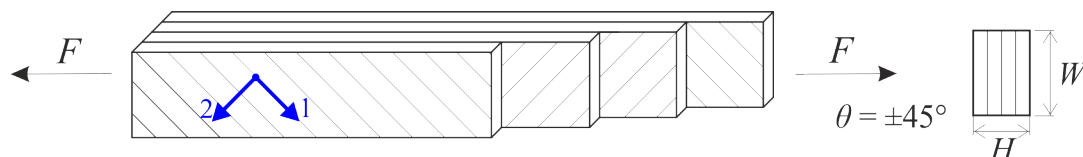
Vzhledem k různosti zkoušek je vhodné, uvádět kromě hodnoty i typ zkoušky, pomocí níž byla tato hodnota určena.

5.5.1 Smyk – Jednoosý tah $\pm 45^\circ$ laminátu

Zkouška dle normy *ASTM D 3518* [21] nevyžaduje žádné speciální čelisti. Mezi další výhody patří u této zkoušky tvarová jednoduchost vzorků (Obrázek 5.9). Podélná smyková pevnost se stanoví ze vztahu

$$S^L = \frac{F_{\max}}{2WH}, \quad (5.5)$$

kde F_{\max} je maximální tahové zatížení, W je šířka vzorku a H je tloušťka vzorku.



Obrázek 5.9: Vzorek pro zkoušku dle *ASTM D 3518* [21].

5.5.2 Smykové testy s dvojitým a trojitým vedením

Smykové zkoušky s dvojitým (Obrázek 5.10) a trojitým vedením (Obrázek 5.11) definuje norma *ASTM D 4255* [22]. Tyto zkoušky jsou vhodné pro jednosměrové lamináty s orientací vláken v podélném či příčném směru. U obou smykových zkoušek s vedením jsou vyžadovány speciální čelisti a vzorky jsou větší než v předchozím případě a musí být opatřeny příslušným počtem děr, to samozřejmě zvyšuje výrobní náklady vzorků. Podélná smyková pevnost v případě smykového testu s dvojitým vedením se stanoví ze vztahu

$$S^L = \frac{F_{\max}}{LH}. \quad (5.6)$$

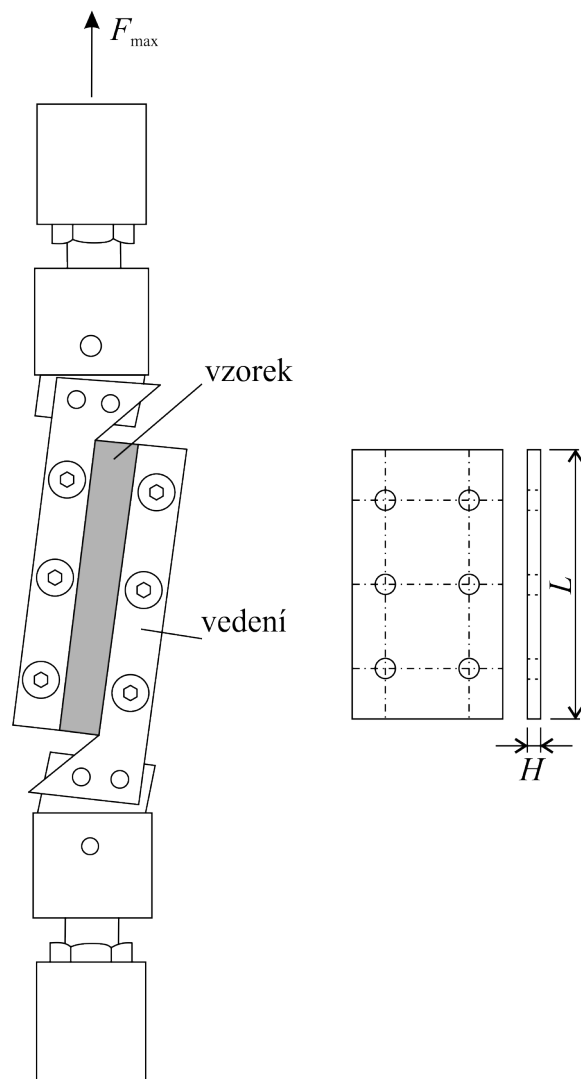
Podélná smyková pevnost v případě smykového testu s trojitým vedením se stanoví ze vztahu

$$S^L = \frac{F_{\max}}{2LH}, \quad (5.7)$$

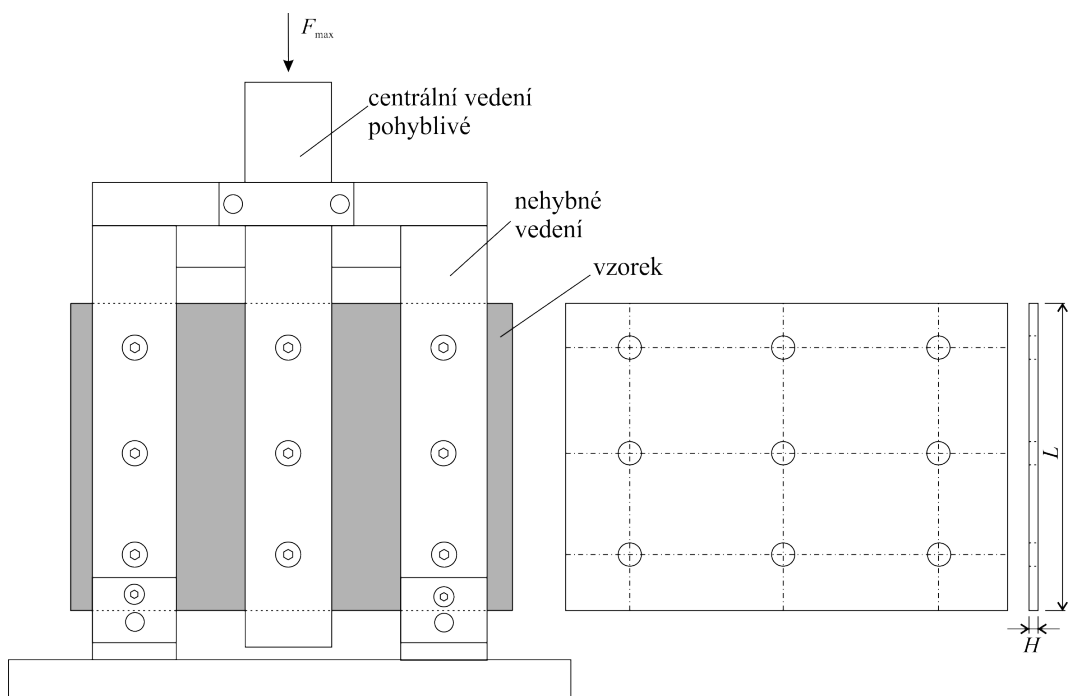
5.5.3 Smykový test vzorku s V vrubem (*Iosipescu*)

Tento typ zkoušek je popsán v normě *ASTM D 5379* [23]. Vzorek s V vrubem je zatěžován pomocí speciálních ohybových čelistí. Schéma této zkoušky je znázorněno na obrázku 5.12. Podélná smyková pevnost se stanoví ze vztahu

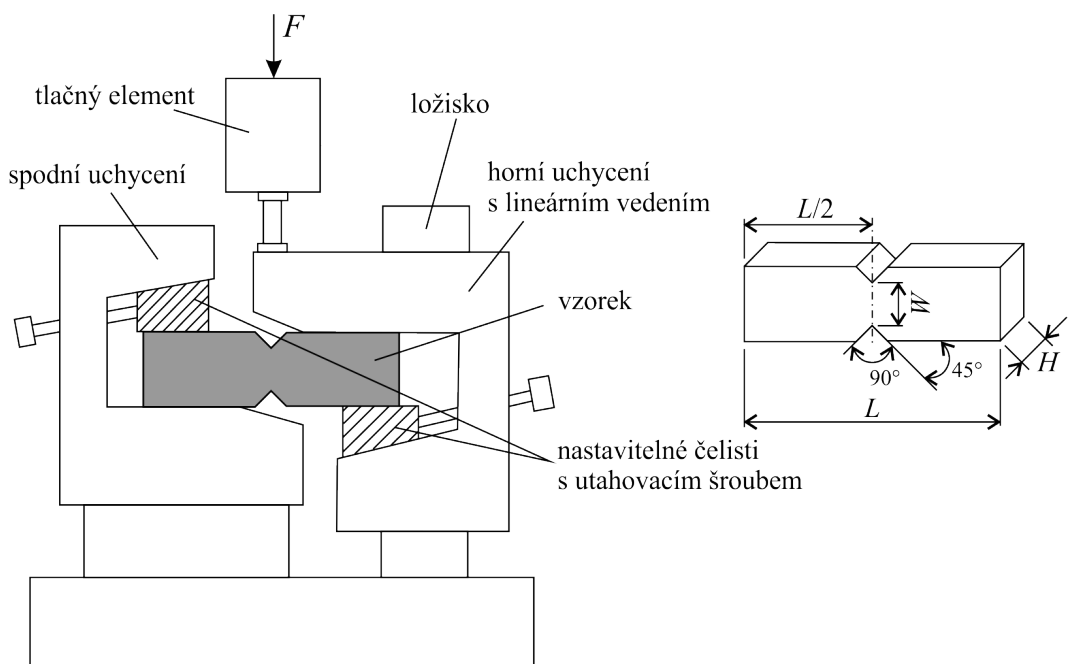
$$S^L = \frac{F_{\max}}{W \cdot H}. \quad (5.8)$$



Obrázek 5.10: Schéma smykového testu s dvojitým vedením [22].



Obrázek 5.11: Schéma smykového testu s trojitým vedením [22].



Obrázek 5.12: Schéma smykového testu vzorku s V vrubem [23].

Kapitola 6

Materiálový model kompozitu a identifikace jeho parametrů

Základním prvkem úspěšné numerické simulace je odpovídající materiálový model. To se samozřejmě neobejde bez znalosti mechanických parametrů materiálu. Ty často nejsou od výrobce známy, proto se musí stanovit. Některé parametry lze stanovit přímo vyhodnocením experimentů (nejčastěji z tahových a tlakových zkoušek), jiné např. pomocí simulací tahových či tlakových zkoušek.

Dlouhovláknové kompozitní materiály řadíme mezi ortotropní materiály [29, 74]. Pro popis chování ortotropního materiálu při prostorové napjatosti je potřeba 9 nezávislých materiálových parametrů. V případě příčně izotropního materiálu, jehož jedna rovina symetrie elastických vlastností je rovinou izotropie [74], je pro popis chování potřeba 5 nezávislých materiálových parametrů. U izotropních materiálů jsou to pouze 2 parametry.

Konstitutivní vztah pro případ prostorové napjatosti při předpokladu lineárního chování má tvar

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ \text{sym.} & & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix}, \quad (6.1)$$

kde σ_{ii} , resp. τ_{ij} , jsou prvky tenzoru napjatosti, ε_{ii} , resp. γ_{ij} , jsou prvky tenzoru deformace a C_{ij} jsou prvky matice tuhosti \mathbf{C} a mají tvar

$$\begin{aligned}
C_{11} &= \frac{1 - \nu_{23}\nu_{32}}{E_2 E_3 \Delta}, & C_{22} &= \frac{1 - \nu_{13}\nu_{31}}{E_1 E_3 \Delta}, \\
C_{33} &= \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21}}{E_1 E_2 \Delta}, & C_{44} &= G_{23}, \\
C_{55} &= G_{13}, & C_{66} &= G_{12}, \\
C_{12} &= \frac{\nu_{21} + \nu_{31}\nu_{23}}{E_2 E_3 \Delta}, & C_{23} &= \frac{\nu_{32} + \nu_{12}\nu_{31}}{E_1 E_3 \Delta}, \\
C_{13} &= \frac{\nu_{31} + \nu_{21}\nu_{32}}{E_2 E_3 \Delta}
\end{aligned} \tag{6.2}$$

a

$$\Delta = \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21} - \nu_{23}\nu_{32} - \nu_{31}\nu_{13} - 2\nu_{21}\nu_{32}\nu_{13}}{E_1 E_2 E_3}, \tag{6.3}$$

kde E_i jsou moduly pružnosti v daných směrech, G_{ij} smykové moduly v daných rovinách a ν_{ij} Poissonovo čísla.

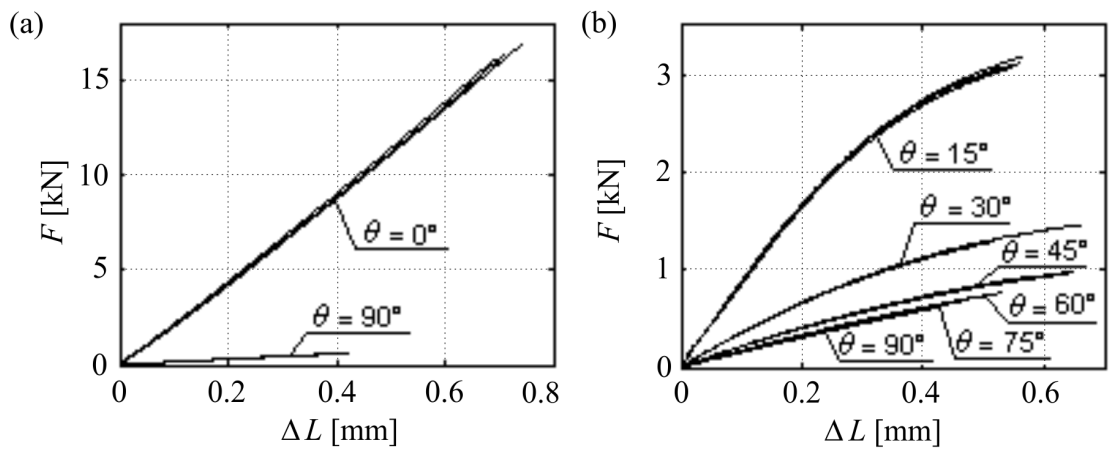
V tahových zkouškách (popsaných v následující kapitole) se projevila nelineární závislost tahové síly na prodloužení pro vzorky s úhly vláken od $\theta = 15^\circ$ do $\theta = 90^\circ$ (Obrázek 6.1). Z tohoto důvodu byl jako materiálový model zvolen model s nelineárním vztahem mezi smykovým napětím τ_{12} a smykovou deformací γ_{12} . Jednalo se o vztah s konstantní asymptotou [72]

$$\tau_{12}(\gamma_{12}) = \frac{G_{12}^0 \cdot \gamma_{12}}{\left[1 + \left(\frac{G_{12}^0 \cdot \gamma_{12}}{\tau_{12}^0} \right)^{n_{12}} \right]^{\frac{1}{n_{12}}}}, \tag{6.4}$$

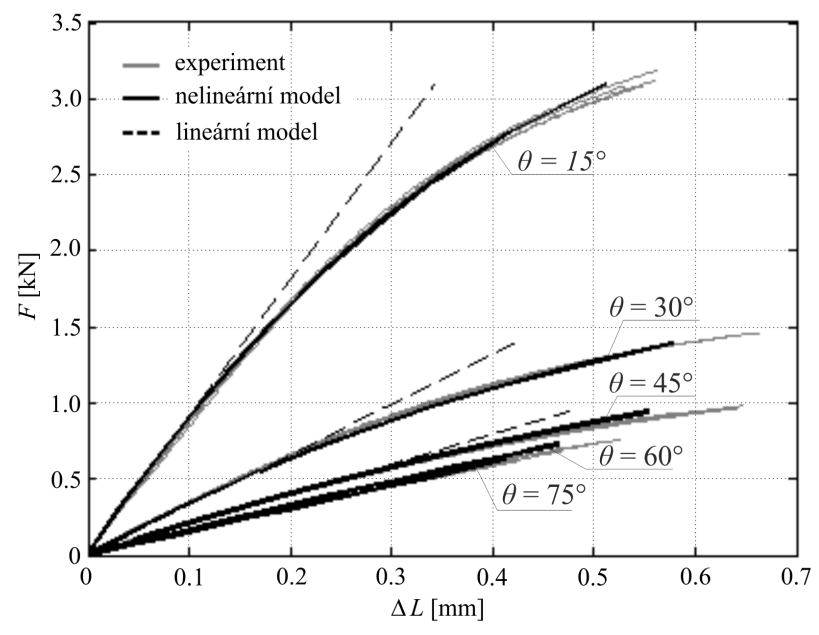
kde G_{12}^0 je počáteční smykový modul, γ_{12} zkos, τ_{12}^0 je hodnota asymptoty smykového napětí a n_{12} je tvarový parametr.

Konstitutivní vztah (6.1) platí pro homogenní příčně izotropní lineární materiál. V případě použití nelineárního vztahu mezi smykovým napětím a smykovou deformací bylo třeba při numerických simulacích napětí určovat rovnou ze vztahu (6.4). Příslušné prvky matice tuhosti \mathbf{C} se pak stanoví jako

$$C_{ij} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial \varepsilon_{ij}}. \tag{6.5}$$



Obrázek 6.1: Tahový diagram (a) $\theta = 0^\circ$ a $\theta = 90^\circ$, (b) $\theta = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ a 90° .



Obrázek 6.2: Porovnání lineárního a nelineárního modelu.

Na obrázku 6.2 je znázorněno porovnání mezi lineárním a nelineárním modelem pro popis chování materiálu ve smykové oblasti. V případě velmi malých deformací byl rozdíl mezi lineárním a nelineárním modelem velmi malý. V případech zatížení blízkých mezím pevnosti byl již značný rozdíl mezi lineárním a nelineárním modelem. Pro modelování až do porušení, bylo tedy třeba užít materiálového modelu s nelineární funkcí pro smyková napětí.

V následující části jsou popsány experimenty a proces identifikace mechanických parametrů pro jednosměrový dlouhovláknový kompozitní materiál skládající se z uhlíkových vláken a epoxidové pryskyřice [15].

6.1 Experimenty

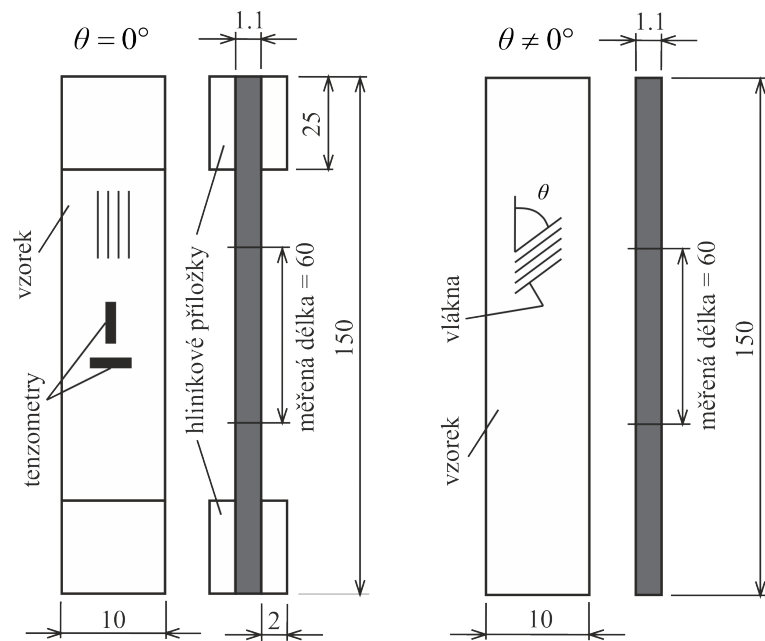
Vzorky byly testovány v tahu a tlaku. Byly prováděny dva typy tlakových zkoušek pro různé geometrie vzorků. Vzorky byly testovány v laboratoři Katedry mechaniky Západočeské univerzity v Plzni na zkušebním stroji *Zwick/Roell Z050*. Byly vyřezány vodním paprskem z jednosměrových desek vyrobených firmou *LA composite s.r.o* z prepregu s označením *HexPly 913C-HTS(12k)*.

6.1.1 Zkouška tahem

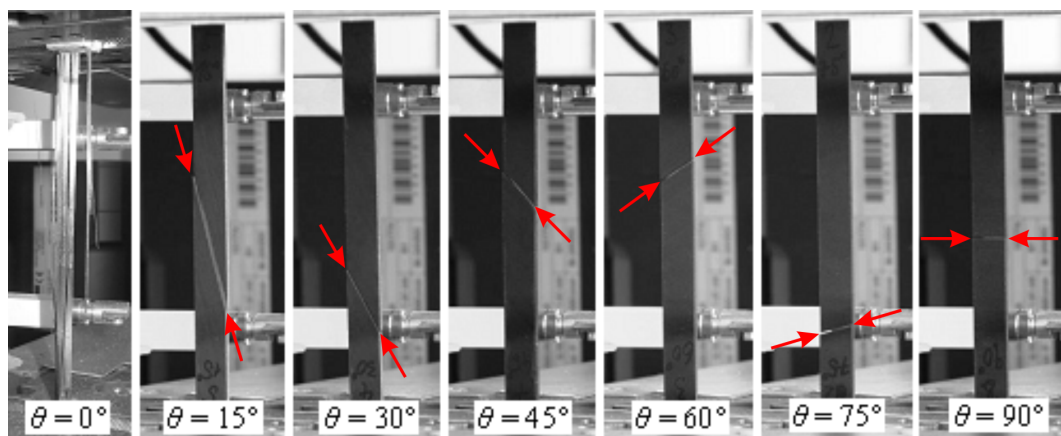
Tvar a rozměry tahových vzorků jsou znázorněny na obrázku 6.3. Hliníkové příložky byly spojeny se vzorky dvousložkovým lepidlem *Araldite AV138M + HV998*.

Hledanými veličinami zde byly modul pružnosti v podélném směru E_1 , modul pružnosti v příčném směru E_2 , Poissonovo číslo ν_{12} , pevnost v tahu v podélném směru X^T a pevnost v tahu v příčném směru Y^T . K měření Poissonova čísla ν_{12} byly při tahové zkoušce vzorků s úhlem vláken $\theta = 0^\circ$ použity tenzometry (*HBM*, 350Ω). Rychlost zatěžování (rychlost příčnicku) byla při všech tahových zkouškách $v = 1$ mm/min.

Experimentálně zjištěné závislosti síly na posunutí jsou pro všechny testované sklony vláken $\theta = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ a 90° zobrazeny na obrázku 6.1. Na obrázku 6.4 jsou pro všechny zkoumané úhly vláken θ zobrazena porušení vzorků.



Obrázek 6.3: Tahové vzorky (a) $\theta = 0^\circ$, (b) $\theta = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ a 90° .



Obrázek 6.4: Porušené vzorky po tahové zkoušce.

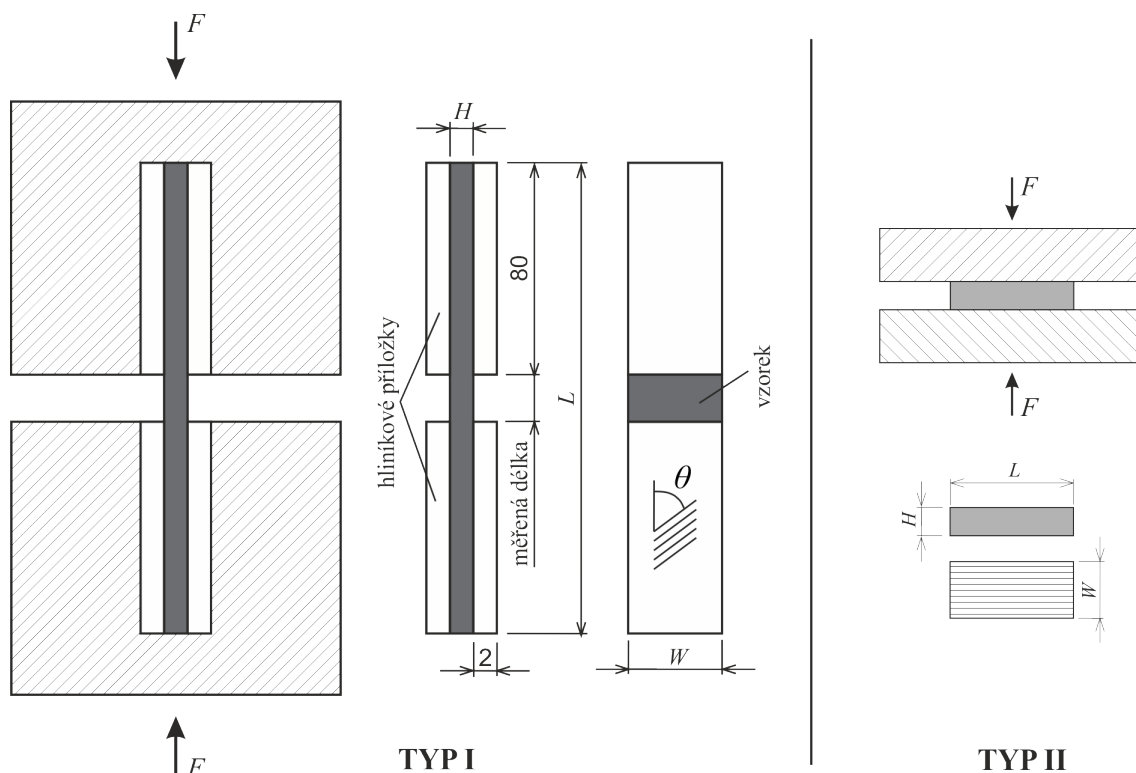
6.1.2 Zkoušky tlakem

Byly uskutečněny dva typy tlakových zkoušek, jejichž schémata a příslušné tvary vzorků jsou znázorněny na obrázku 6.5. V případě typu I byly provedeny zkoušky s čelistmi bez vedení (Obrázek 6.5) a s vedením (Obrázek 5.6). Hodnoty geometrických parametrů tlakových vzorků jsou prezentovány pro případ zkoušky tlakem - typ I v tabulce 6.1 a pro případ zkoušky tlakem - typ II v tabulce 6.2.

Stanovovanými veličinami v případě tlakové zkoušky typ I byly tlaková pevnost v podélném směru X^C , tlaková pevnost v příčném směru Y^C a úhel roviny porušení při čistém příčném tlaku α_0 . V případě tlakové zkoušky typu II byly stanovovanými veličinami tlaková pevnost v příčném směru Y^C .

Rychlost zatěžování byla v případě tlakové zkoušky typu I bez vedení $v = 0.2 \text{ mm/min}$ a s vedením $v = 1.3 \text{ mm/min}$. V případě tlakové zkoušky typu II byla $v = 1.3 \text{ mm/min}$.

Meze pevnosti v příčném směru Y^C a v podélném směru X^C pro vzorky různých geometrií jsou pro případ tlakové zkoušky typu I uvedeny v tabulce 6.1. Porušení vzorků po tlakových zkouškách je zobrazeno na obrázku 6.7.



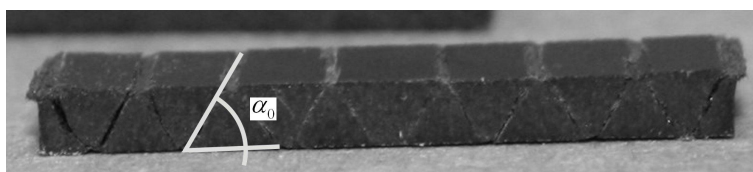
Obrázek 6.5: Typy tlakových testů.

Tabulka 6.1: Tlaková pevnost – tlakový test typu I.

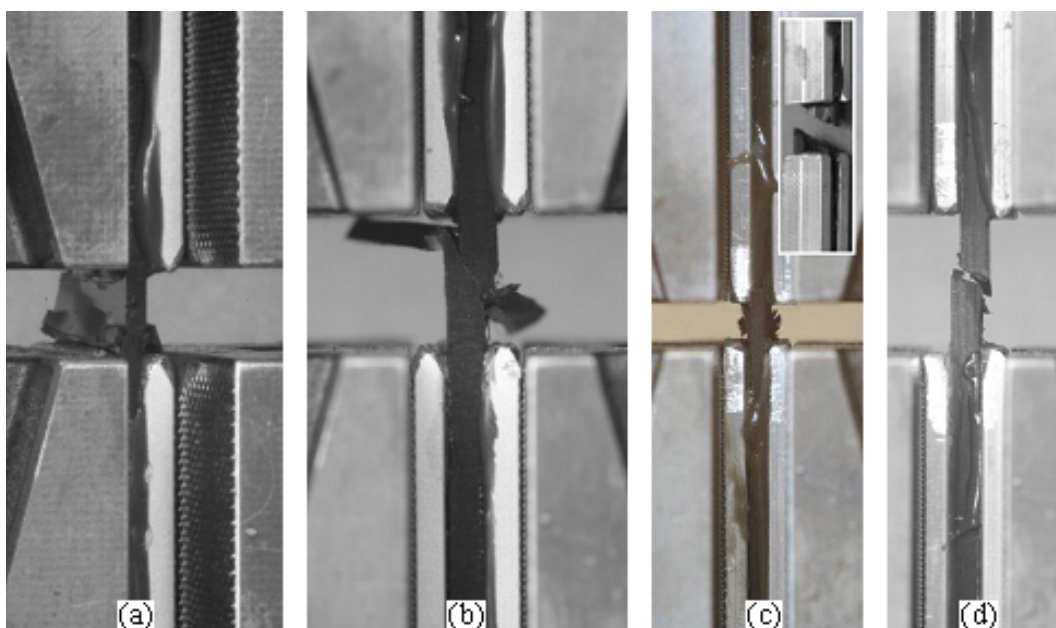
Označení	Délka L [mm]	Šířka W [mm]	Tloušťka H [mm]	Úhel vláken θ [°]	Y^C [MPa]	X^C [MPa]	Kód porušení
BEZ VEDENÍ							
C-I.a	5.0	25.0	1.10	90	185	-	HAM
C-I.b	10.0	25.0	2.20	90	185	-	AAT
C-I.c	5.0	9.8	1.10	0	-	987	TAM
C-I.d	10.0	9.8	2.20	0	-	853	HAM
S VEDENÍM							
C-I.e	9.9	24.7	2.19	90	213	-	HAT
C-I.f	9.7	24.7	2.19	90	193	-	HAT
C-I.g	9.7	24.7	2.20	90	201	-	AGM
C-I.h	7.8	24.7	2.20	90	195	-	AAT
C-I.i	5.1	24.7	1.07	90	217	-	HAB
C-I.j	4.9	24.6	1.08	90	214	-	HAT
C-I.k	4.4	24.7	1.08	90	201	-	HGM
C-I.l	8.6	9.7	2.17	0	-	911	BAB
C-I.m	10.3	9.6	2.16	0	-	930	BAB
C-I.n	5.0	9.6	1.11	0	-	1108	BAB

V tabulce 6.1 jsou uvedeny identifikační kódy porušení. Jejich význam je popsán v kapitole 5.3.

Meze pevnosti v tlaku v příčném směru pro vzorky různých geometrií jsou pro případ tlakové zkoušky typu II uvedeny v tabulce 6.2. Porušení vzorku po tlakové zkoušce je zobrazeno na obrázku 6.6. Na tomto obrázku je také znázorněno určování úhlu α_0 . Hodnota úhlu α_0 pro zkoumaný materiál byla změřena $\alpha_0 = 57^\circ$.



Obrázek 6.6: Porušení vzorku C-II.a



Obrázek 6.7: Porušení vzorků (a) C-I.a, (b) C-I.b, (c) C-I.c, (d) C-I.d.

Tabulka 6.2: Tlaková pevnost - tlakový test typu II.

Označení	Délka L [mm]	Šířka W [mm]	Tloušťka H [mm]	Y^C [MPa]
C-II.a	4.9	9.9	2.2	210
C-II.b	9.9	1.9	2.2	220
C-II.c	9.9	10.0	2.2	220
C-II.d	17.8	4.9	2.2	203
C-II.e	4.9	17.8	2.2	245*
C-II.f	9.9	17.8	2.2	272*

*nekorektní porušení

6.2 Identifikace parametrů

Materiálové parametry X^T , Y^T , X^C , Y^C bylo možné určit přímo z experimentů užitím vztahů:

$$X^T = \frac{F_{\max}^{T_0}}{A}, \quad Y^T = \frac{F_{\max}^{T_{90}}}{A}, \quad X^C = \frac{F_{\max}^{C_0}}{A}, \quad Y^C = \frac{F_{\max}^{C_{90}}}{A}, \quad (6.6)$$

kde A je plocha průřezu, $F_{\max}^{T_0}$ je maximální tahová síla při zkoušce tahem pro vzorky s úhlem vláken $\theta = 0^\circ$, $F_{\max}^{T_{90}}$ je maximální tahová síla při zkoušce tahem pro vzorky s úhlem vláken $\theta = 90^\circ$, je $F_{\max}^{C_0}$ maximální tlaková síla při zkoušce tlakem pro vzorky s úhlem vláken $\theta = 0^\circ$ a $F_{\max}^{C_{90}}$ maximální tlaková síla při zkoušce tlakem pro vzorky s úhlem vláken $\theta = 90^\circ$. Identifikovány byly materiálové parametry dvou kompozitů - *HSC* (z anglického *High Strength Carbon*) a *HMC* (z anglického *High Modulus Carbon*). Kompozitem *HSC* je označován kompozit z prepregu (*HexPly 913C-HTS(12k)*) s vysokopevnostními uhlíkovými vlákny *Tenax HTS 5631* a kompozitem *HMC* prepreg (*SE84LV/HMC/300/400/35*) s vysokotuhostními vlákny.

Vzhledem k lineární závislosti tahové síly na prodloužení až do porušení vzorku pro orientaci vláken $\theta = 0^\circ$ byl modul pružnosti v podélném směru určen z přepočítané závislosti napětí na poměrném prodloužení. V případě orientace vláken $\theta = 90^\circ$ nebyla nelinearita výrazná. Experimentální data byla tedy proložena lineární závislostí a z ní byl určen modul pružnosti v příčném směru. Hodnoty takto získaných modulů pružnosti jsou uvedeny v tabulce 6.3.

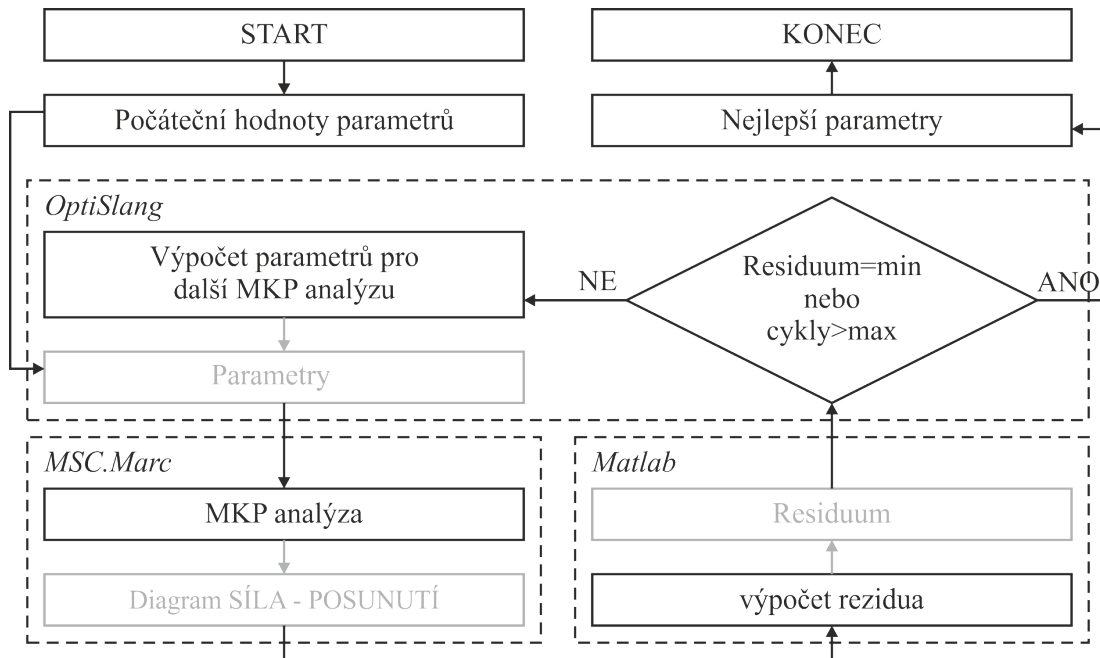
Parametry nelineárního vztahu mezi smykovým napětím a smykovou deformací byly identifikovány pomocí numerických simulací zkoušek v systému *MSC.Marc* a optimalizačních algoritmů obsažených v systému *OptiSlang*. Pomocí optimalizačních algoritmů byla minimalizována následující funkce (residuum)

$$R = \sum_j \frac{\sum_i (F_e(\Delta L, \theta_j) - F_n(\Delta L, \theta_j))^2}{\max_i (F_e(\Delta L, \theta_j))}, \quad (6.7)$$

kde F_e je experimentálně zjištěná síla, F_n je síla z numerických simulací a ΔL je posunutí.

Celý proces identifikace byl řízen pomocí skriptů vytvořených v softwaru *Matlab*. Schéma identifikačního procesu je znázorněno na obrázku 6.8. V prvním kroku se do programu *OptiSlang* zadají počáteční materiálové parametry. S těmito parametry konečnoprvkový systém *MSC.Marc* vypočte závislost síly na posunutí. V programu *Matlab* se následně provede výpočet residua. V případě nesplnění podmínky minima residua změní *OptiSlang*

hodnoty parametrů a cyklus proběhne znovu. V případě splnění podmínky se cyklus ukončí a uloží se identifikované parametry.



Obrázek 6.8: Schéma procesu identifikace [72].

Pro identifikaci meze pevnosti ve smyku zde bylo použito pevnostní kritérium pro kompozitní materiály *LaRC04* [84]. Toto kritérium bylo do použitého konečnoprvkového systému *MSC.Marc* implementováno [71].

Tabulka 6.3: Identifikované materiálové parametry.

typ	Lineární model				Nelineární model			X^T	X^C	Y^T	Y^C	S^L
	E_1 [GPa]	E_2 [GPa]	ν_{12} [-]	G_{12} [GPa]	G_{12}^0 [GPa]	τ_{12}^0 [GPa]	n_{12} [-]					
<i>HSC</i>	120.0	8.0	0.337	4.0	4.6	115.0	1.2	1840	980	55	205	82
<i>HMC</i>	200.0	6.8	0.290	5.5	6.5	128.0	1.3	1770	685	42	160	60

6.3 Model postupného porušování

V numerických simulacích neovíjených kolíkových spojů, kterým se věnuje kapitola 10, bylo pro predikci konečného porušení použito přístupu postupného porušování, který bude představen v této kapitole. Bude zde prezentována i jeho validace pomocí simulace tlakové zkoušky. Vzhledem ke křehkému chování kompozitu byla zvolena tzv. okamžitá degradace, neboli v případě porušení dojde k degradaci příslušných mechanických vlastností.

Matice poddajnosti pro model postupného porušování [80] má tvar

$$\mathbf{S} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1(1-d_f)} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{13}}{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E_2(1-d_m)} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{1}{E_3(1-d_m)} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1}{G_{23}(1-d_{23})} & 0 & 0 \\ \text{sym.} & & & & \frac{1}{G_{13}(1-d_{13})} & 0 \\ & & & & & \frac{1}{G_{12}(1-d_{12})} \end{bmatrix}, \quad (6.8)$$

kde d_f a d_m jsou parametry poškození pro vlákna a matrice, parametry d_{12} , d_{13} a d_{23} jsou parametry poškození ve smyku. Parametry d_f a d_m je navíc třeba rozlišovat pro případ porušení v tahu d_{ft} , d_{mt} a tlaku d_{fc} a d_{mc} . Parametry d_f a d_m se pak vyjádří ze vztahů

$$\begin{aligned} d_f &= \max(d_{ft}, d_{fc}) \\ d_m &= \max(d_{mt}, d_{mc}) \end{aligned} \quad (6.9)$$

Parametry poškození d_i nabývají hodnot $d_i \in \langle 0, 1 \rangle$. Hodnota $d_i = 0$ znamená neporušený materiál, zatímco $d_i = 1$ značí plně poškozený materiál v daném místě. Matice tuhosti \mathbf{C} je dána inverzí matice poddajnosti \mathbf{S}

$$\mathbf{C} = \mathbf{S}^{-1}. \quad (6.10)$$

Pro prvky matice tuhosti platí

$$\begin{aligned}
C_{11} &= \frac{E_{11}(1-d_{11})[1-\nu_{23}\nu_{32}\cdot(1-d_{22})\cdot(1-d_{33})]}{\Lambda} \\
C_{22} &= \frac{E_{22}(1-d_{22})[1-\nu_{31}\nu_{13}\cdot(1-d_{11})\cdot(1-d_{33})]}{\Lambda} \\
C_{33} &= \frac{E_{33}(1-d_{33})[1-\nu_{12}\nu_{21}\cdot(1-d_{11})\cdot(1-d_{22})]}{\Lambda} \\
C_{12} &= \frac{E_{11}(1-d_{11})(1-d_{22})[\nu_{21}+\nu_{23}\nu_{31}(1-d_{33})]}{\Lambda} \\
C_{13} &= \frac{E_{11}(1-d_{11})(1-d_{33})[\nu_{31}+\nu_{32}\nu_{21}(1-d_{22})]}{\Lambda} \\
C_{23} &= \frac{E_{22}(1-d_{22})(1-d_{33})[\nu_{32}+\nu_{31}\nu_{12}(1-d_{11})]}{\Lambda} \\
C_{44} &= G_{23}(1-d_{23}), \\
C_{55} &= G_{13}(1-d_{13}), \\
C_{66} &= G_{12}(1-d_{12})
\end{aligned} \tag{6.11}$$

$$\begin{aligned}
\Lambda &= 1 - \nu_{12}\nu_{21}(1-d_{11})(1-d_{22}) - \nu_{23}\nu_{32}(1-d_{22})(1-d_{33}) - \dots \\
&\quad - 2\nu_{12}\nu_{23}\nu_{31}(1-d_{11})(1-d_{22})(1-d_{33}).
\end{aligned} \tag{6.12}$$

Předešlé vztahy platí pouze v případě lineárního materiálu. V této práci je převážně používán model s nelineární funkcí s konstantní asymptotou pro popis nelineárního chování ve smyku (kapitola 6). Příslušná smyková napětí jsou tedy vyčíslována přímo ze vztahů

$$\begin{aligned}
\tau_{12} &= \frac{G_{12}^0 \cdot \gamma_{12}(1-d_{12})}{\left[1 + \left(\frac{G_{12}^0 \cdot \gamma_{12}}{\tau_{12}^0}\right)^{n_{12}}\right]^{\frac{1}{n_{12}}}}, & \tau_{13} &= \frac{G_{12}^0 \cdot \gamma_{13}(1-d_{12})}{\left[1 + \left(\frac{G_{12}^0 \cdot \gamma_{13}}{\tau_{12}^0}\right)^{n_{12}}\right]^{\frac{1}{n_{12}}}}.
\end{aligned} \tag{6.13}$$

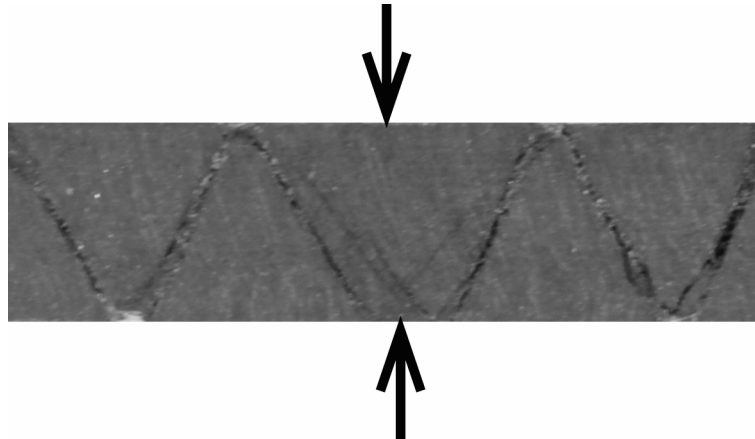
Dané prvky matice tuhosti se pak stanoví ze vztahu (6.5).

Výše uvedený model postupného porušování včetně nelineárního materiálového modelu byl implementován do konečnoprvkového systému *Abaqus* pomocí subroutiny *UMAT*. Tento model byl validován pomocí simulace tlakových zkoušek.

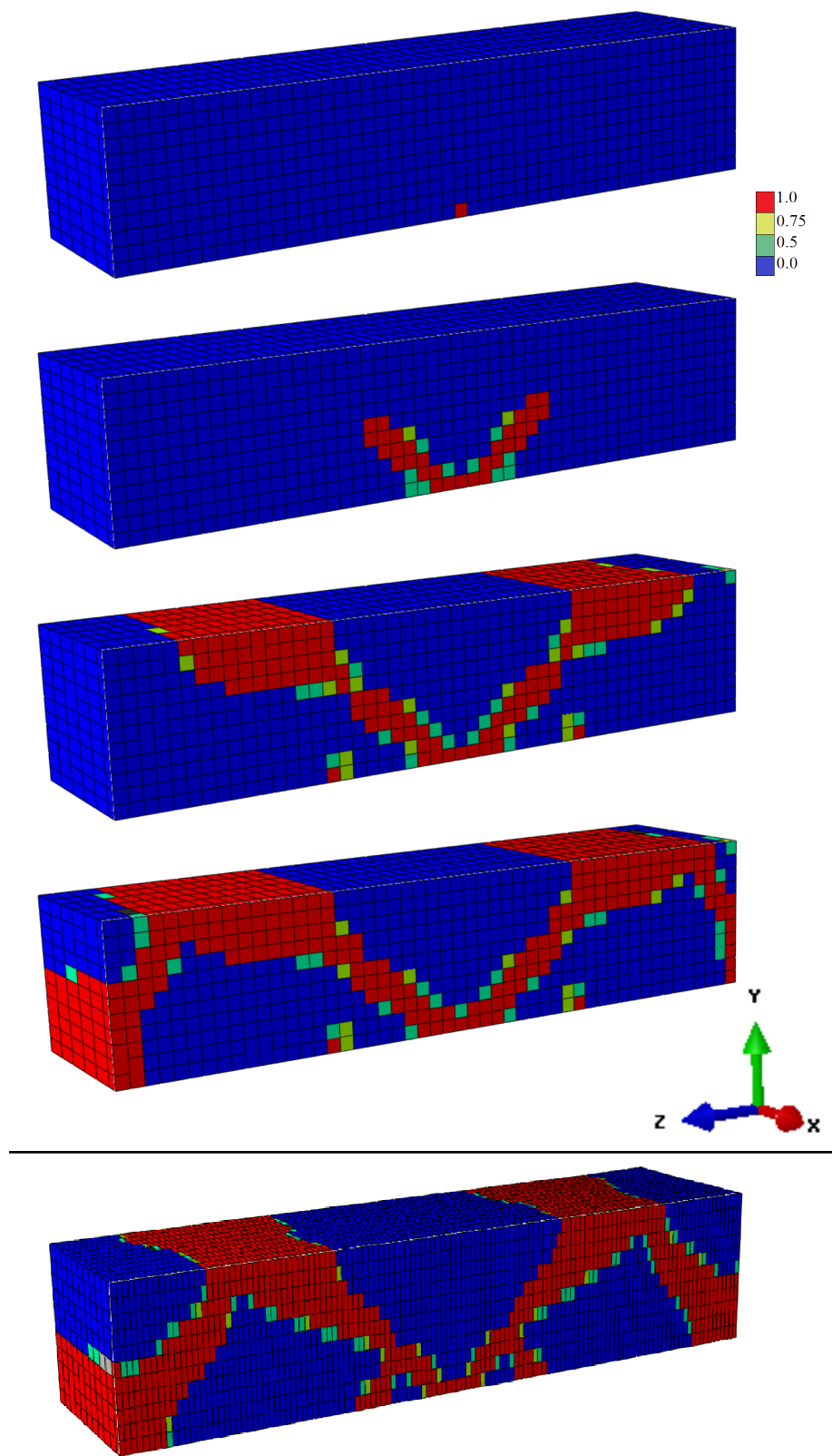
Byly provedeny numerické simulace tlakové zkoušky kompozitu (typ II dle obrázku 6.5), která je popsána v kapitole 6.1.2. Pro vyhodnocování porušení zde bylo použito kritérium *Hashin*. Typické porušení kompozitových vzorků po tomto testu je ukázáno na obrázku 6.9.

Rozvoj porušení vzorku dle numerické simulace je ukázán na obrázku 6.10, s tím, že je zobrazen řez vzorku (rovina řezu je rovina yz). Aby bylo docíleno inicializace poškození ve zvoleném bodě, byla určitému elementu snížena pevnost o 1%. Barevná škála značí stupeň poměrného poškození elementu (poměr v kolika integračních bodech ze všech integračních bodů elementu byla provedena degrace materiálových vlastností).

K porušení na testovaném materiálu dochází pod úhlem 57° (Obrázek 6.9). To je způsobeno jeho nehomogenitou. Mezi nepravidelně rozmístěnými vlákny a matricí vzniká třetí. Pro jeho překonání je potřeba většího lomového úhlu. V numerických simulacích je uvažován materiál homogenní. Porušení je zde tedy predikováno v rovině maximálního smykového napětí pod úhlem 45° (Obrázek 6.10). Chyby mezi experimentálně zjištěnou maximální silou a numerickými simulacemi byly menší než 5%. Při analýze vlivu velikosti prvků (Obrázek 6.10 dole) nebyl zjištěn výrazný vliv na úhel roviny porušení ani na maximální sílu.



Obrázek 6.9: Porušení vzorku po tlakové zkoušce.

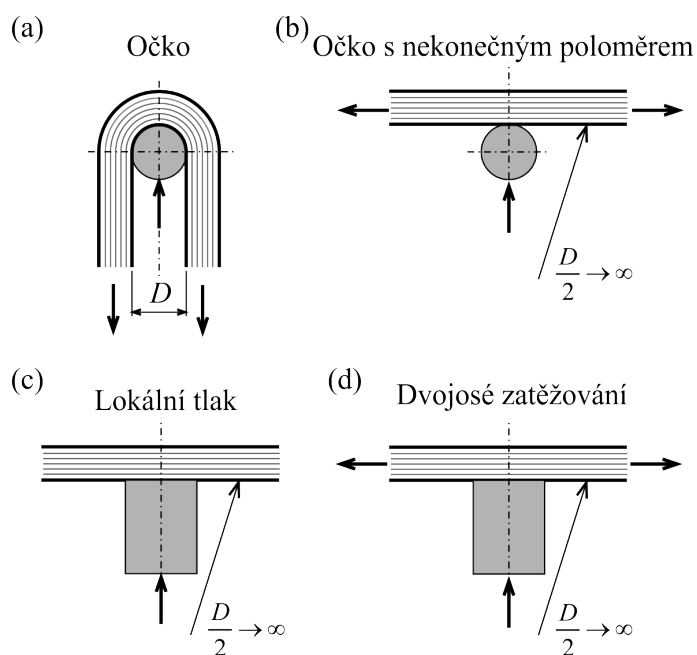


Obrázek 6.10: Numerická simulace postupného porušování vzorku.

Kapitola 7

Zatížení lokálním tlakem

V analýzách [68] kompozitních elementů ovíjených kolíkových spojů, kterým se věnuje jedna z dalších kapitol, bylo zjištěno, že žádné z testovaných kritérií nedokázalo správně predikovat porušení spoje. To bylo způsobeno především specifickou napjatostí, kdy kompozitní prvek spoje je namáhán kombinací tlaku ve směru příčném a tahu ve směru podélném (Obrázek 7.1a). Hodnoty zatížení v obou směrech v tomto případě dosahují velmi vysokých hodnot vůči mezím pevnosti v daných směrech.

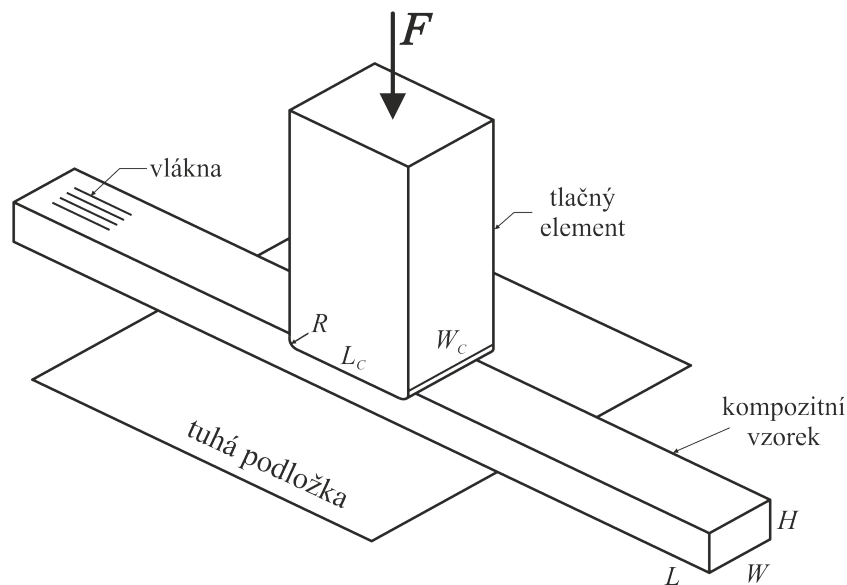


Obrázek 7.1: Schéma (a) ovíjený kolíkový spoj - očko, (b) rozvinuté očko, (c) lokální tlak, (d) dvouosé zatížení.

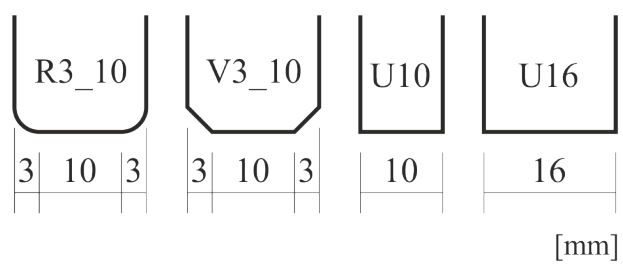
To sebou přineslo požadavek na znalosti chování kompozitu při jednodušších (lépe analyzovatelných) zatěžujících stavech. Nejprve bylo uvažováno očko s nekonečným poloměrem (Obrázek 7.1b). Dále byl zjednodušen i tvar kolíku (nekonečný poloměr) a byl uvažován pouze příčný tlak (Obrázek 7.1c). Porušování nezakřiveného jednosměrového kompozitu zatíženého lokálním tlakem se věnuje tato kapitola. Na jednodušší lokální tlak navazuje v následující kapitole složitější dvouosé zatížení (Obrázek 7.1d), kde je přidáno tahové zatížení v podélném směru. Vzorek byl stále uvažován nezakřivený.

7.1 Popis vzorků a experimentů

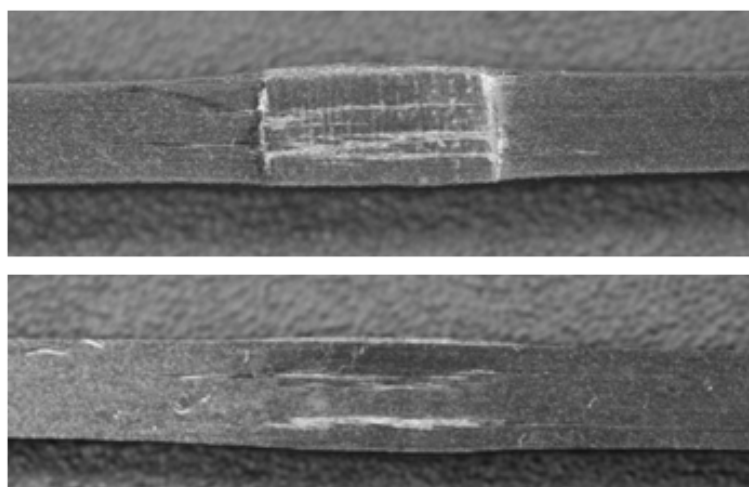
Vzorky obdélníkového průřezu byly vyřezány vodním paprskem z jednosměrových kompozitních desek vyrobených z prepregu (*HexPly 913C-HTS(12k)*). Kompozit se skládal z vysokopevnostních uhlíkových vláken *Tenax HTS 5631* a epoxidové pryskyřice. Na obrázku 7.2 je zobrazeno schéma zkoušky s označím geometrických parametrů, kde L je délka, H je tloušťka a W je šířka vzorku, L_c je délka a W_c je šířka tlačného elementu (náhrada kolíku), R je poloměr zaoblění. Byly testovány různé tvary tlačných elementů, jejich schéma je znázorněno na obrázku 7.3. Rozměry všech vzorků a maximální síly dosažené v experimentech jsou uvedeny v tabulce 7.1, kde je pro každý vzorek uveden i typ použitého tlačného elementu.



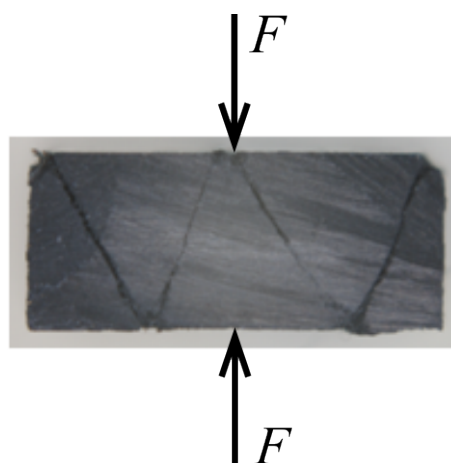
Obrázek 7.2: Schéma zkoušky - lokální tlak [9].



Obrázek 7.3: Tlačné elementy.

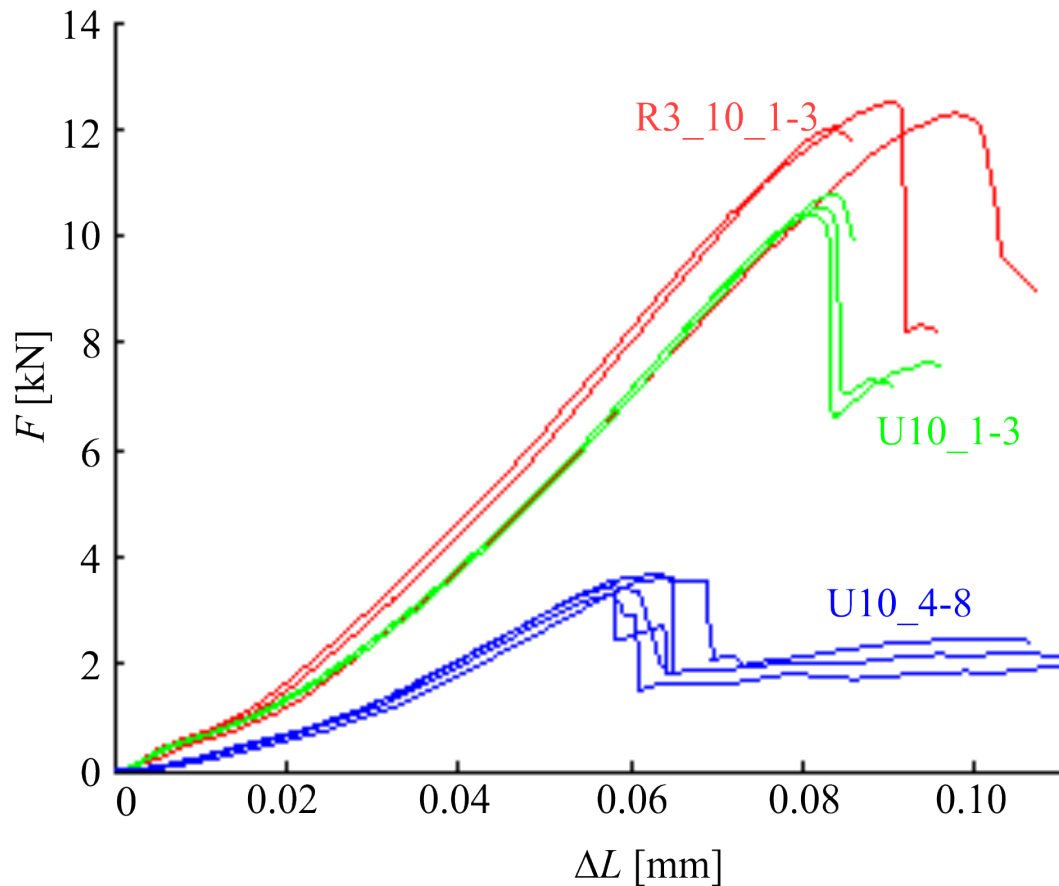


Obrázek 7.4: Porušený vzorek po zatížení lokálním tlakem (pohled zhora a zdola).



Obrázek 7.5: Řez porušeným vzorkem po zatížení lokálním tlakem.

Všechny vzorky byly zatěžovány do konečného porušení vzorku. Typické porušení vzorku po zatížení lokálním tlakem je ukázáno na obrázku 7.4. Na obrázku 7.5 je zobrazen řez vzorkem po porušení. Rovina řezu byla uprostřed tlačené oblasti. Na obrázku 7.6 jsou pro ilustraci a přehlednost uvedeny pouze vybrané záznamy ze zkušebního stroje. U ostatních vzorků byly závislosti obdobné. Jedná se o závislost zatěžující síly na stlačení. Bylo zjištěno, že tvar a velikost tlačného elementu neměly vliv na místo a mód porušení.



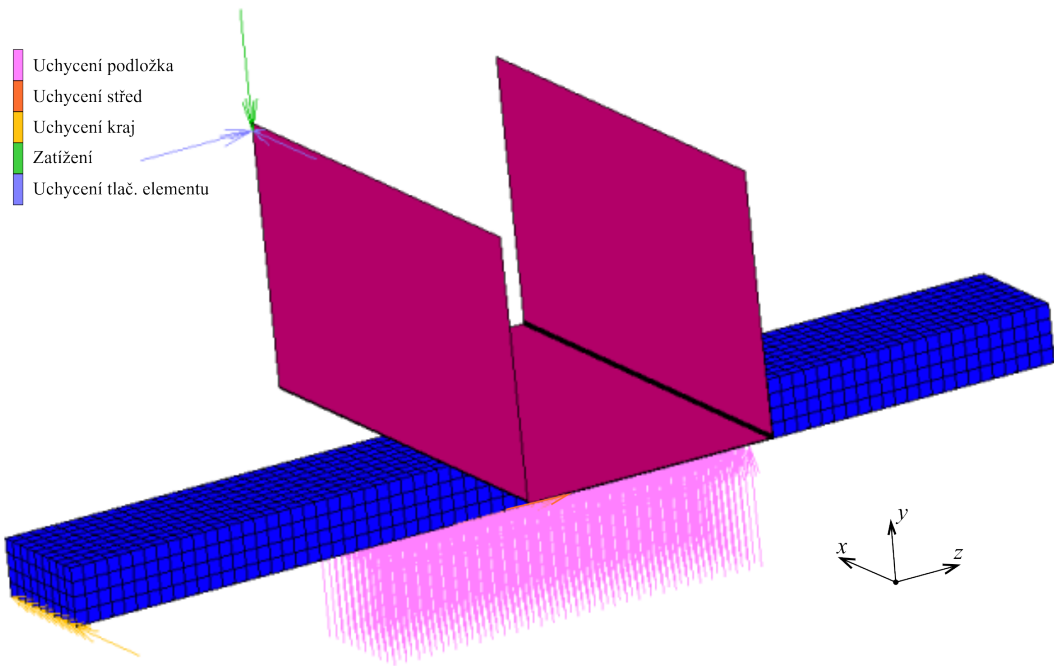
Obrázek 7.6: Závislost síly na stlačení - zkouška lokálním tlakem.

7.2 Numerické simulace

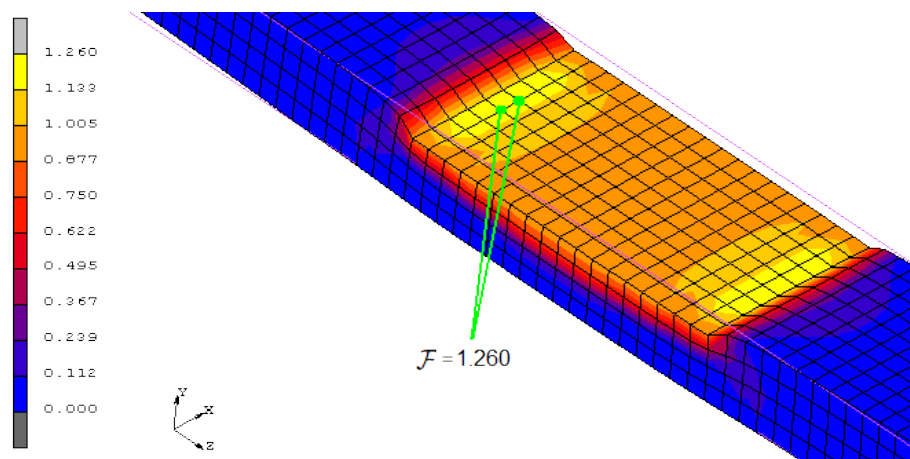
Numerický model zkoušky pro zatížení lokálním tlakem byl vytvořen v konečnoprvkovém systému *MSC.Marc*. Jednalo se o prostorový model (3D model), který byl složen ze šestistěnných prvků s osmi uzly (tzv. *SOLID* element). Zatěžování bylo prováděno pomocí bodové síly aplikované na tuhou kontaktní plochu, která reprezentovala tlačný element (Obrázek 7.7). Jako materiálový model byl použit model příčně izotropního materiálu s nelineární funkcí s konstantní asymptotou pro popis smykového chování popsaného v kapitole 6. Tento model není součástí použitého systému, proto byl do systému implementován [14]. Tření mezi tlačným elementem a vzorkem nebylo uvažováno. Numerický model byl vytvářen parametricky pomocí skriptu vytvořeného v systému *Matlab*. Bylo tedy možné jednoduše měnit geometrické parametry vzorku i tlačného elementu, stejně tak hodnoty materiálových parametrů a poté pomocí skriptů vytvořit numerický model pro analýzu v systému *MSC.Marc*.

V této analýze byla testována tři kritéria - *maximálních napětí* (kapitola 4.1), *Hashin* kritérium (kapitola 4.3) a kritérium *LaRC04* (kapitola 4.4). První dvě jsou součástí použitého systému, třetí bylo do systému implementováno [71]. Na obrázcích 7.8 až 7.10 jsou zobrazena typická rozložení příslušných indexů porušení pro uvedená kritéria. Jedná se o numerické simulace vzorku s označení U10. Hodnota zatížení byla určena aritmetickým průměrem z maximálních sil dosažených v experimentech.

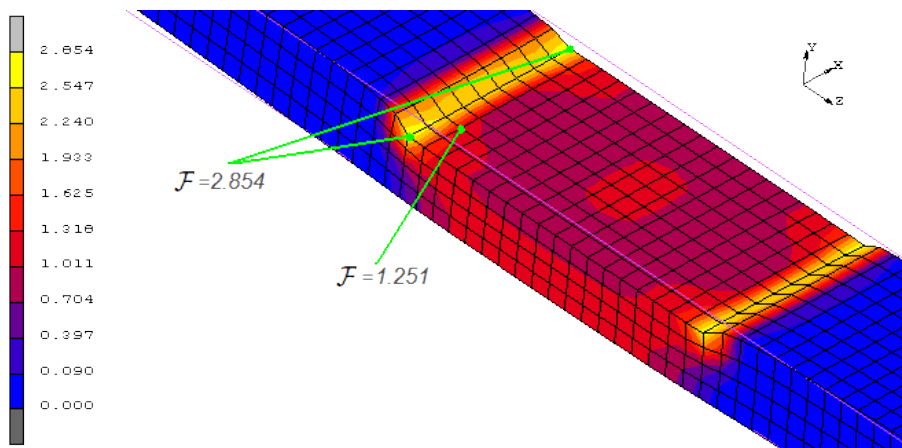
Z uvedených analýz je zřejmé, že nejlepší schopnost predikce porušení prokázalo v tomto případě kritérium *LaRC04* (Obrázek 7.10), u kterého bylo dosaženo velmi přesné shody s experimentálně získanými daty. Pro zadané zatížení bylo dosaženo indexu porušení $\mathcal{F} = 1.0$, což znamená, že v tomto okamžiku dojde k porušení. Místo porušení bylo identifikováno v souladu s experimenty. Index porušení při kritériu *maximálních napětí* (Obrázek 7.8) dosáhl pro testované zatížení hodnoty $\mathcal{F} = 1.26 > 1$. Dle tohoto kritéria by k porušení došlo již při menším zatížení. Kritérium *Hashin* (Obrázek 7.9) indikovalo porušení vzorku také dříve, než k němu ve skutečnosti došlo. Navíc bylo predikováno porušení v místě hrany tlačného elementu, zde ale k porušení při experimentech nedocházelo.



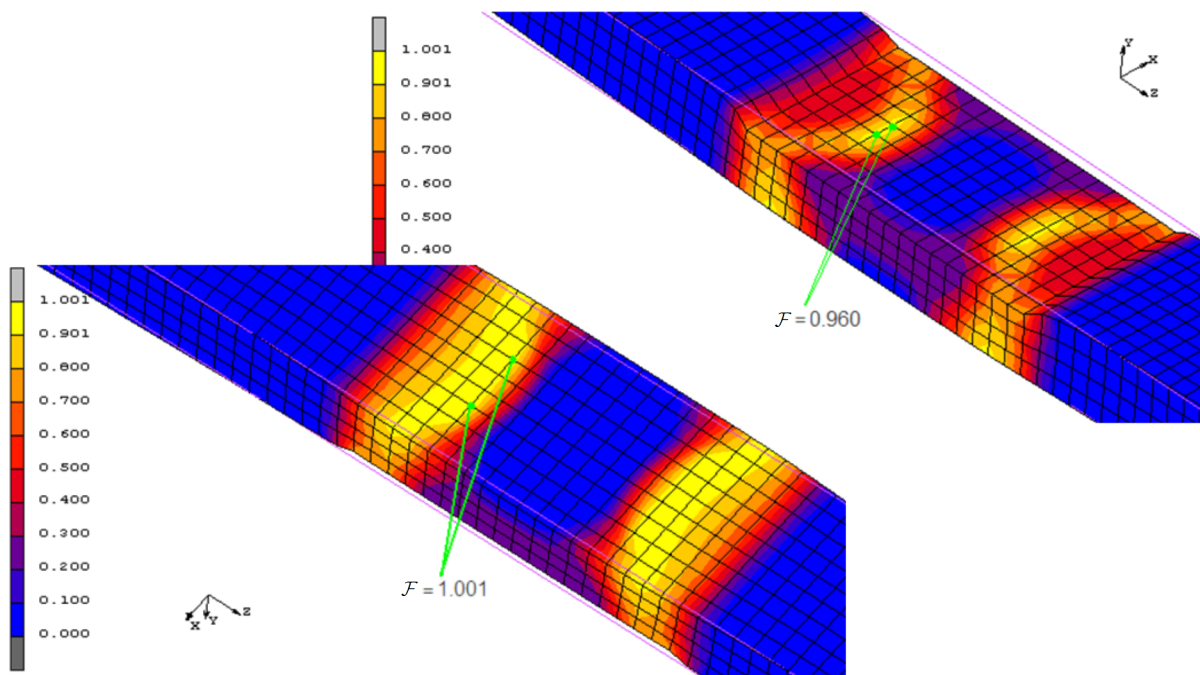
Obrázek 7.7: Konečnoprvkový model zkoušky lokálním tlakem.



Obrázek 7.8: Index porušení - kritérium *maximálních napětí*.



Obrázek 7.9: Index porušení - kritérium *Hashin*.



Obrázek 7.10: Index porušení - kritérium *LaRC04*.

Tabulka 7.1: Vzorky - lokální tlak.

označení	kompozitní vzorek		tlačný element			
	W [mm]	H [mm]	W_c [mm]	L_c [mm]	R nebo V	F_{\max} [N]
R3_10-1	4.8	2.2	20	10	R3	12 915
R3_10-2	4.8	2.2	20	10	R3	12 465
R3_10-3	4.8	2.1	20	10	R3	13 338
R3_10-4	5.7	4.7	20	10	R3	13 048
R3_10-5	5.7	4.7	20	10	R3	12 967
R3_10-6	5.7	4.7	20	10	R3	13 105
R3_10-7	5.8	7.7	20	10	R3	24 268
R3_10-8	5.8	7.7	20	10	R3	24 449
R3_10-9	5.8	7.7	20	10	R3	23 825
V3_10-1	5.8	4.7	10	10	V3	12 168
V3_10-2	5.8	4.7	10	10	V3	12 297
V3_10-3	5.8	4.7	10	10	V3	12 827
U10-1	4.7	2.2	12	10	-	10 541
U10-2	4.7	2.2	12	10	-	10 370
U10-3	4.7	2.2	12	10	-	10 797
U10-4	2.2	4.7	12	10	-	3 462
U10-5	2.2	4.7	12	10	-	3 265
U10-6	2.2	4.7	12	10	-	3 682
U10-7	2.2	4.7	12	10	-	3 458
U10-8	2.2	4.7	12	10	-	3 588
U10-9	5.8	4.7	12	10	-	12 257
U10-10	5.8	4.7	12	10	-	12 087
U10-11	5.8	4.7	12	10	-	11 443
U10-12	5.8	7.7	12	10	-	21 284
U10-13	5.8	7.7	12	10	-	20 840
U10-14	5.8	7.7	12	10	-	20 813
U16-1	5.8	4.7	20	16	-	17 688
U16-2	5.8	4.7	20	16	-	18 376
U16-3	5.8	4.7	20	16	-	18 321

Kapitola 8

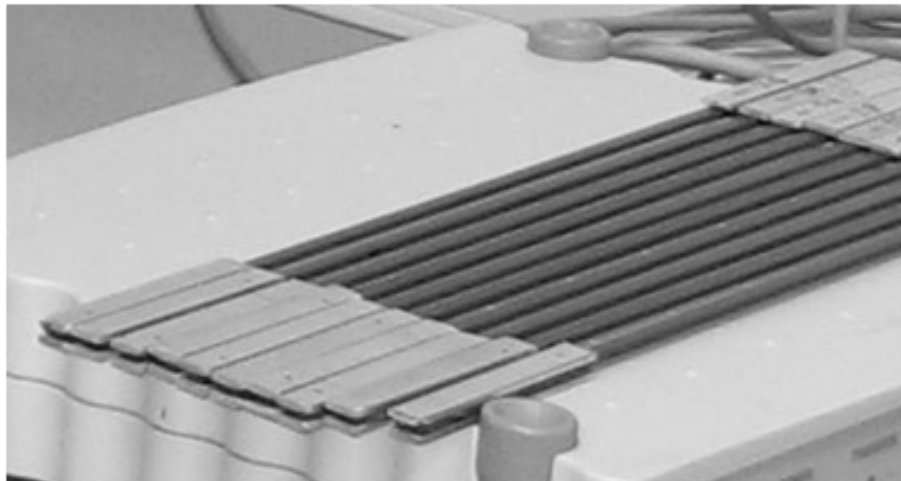
Dvousé zatížení

Dvousé zatížení je další krok v zjednodušených analýzách ovíjených kolíkových spojů. Na nezakřivený vzorek je kromě lokálního tlaku aplikován tah. Porušení bylo u ovíjených kolíkových spojů možné predikovat pouze pomocí modifikovaného kritéria *LaRC04*. Tato modifikace vznikla v práci [68] a obsahovala změnové parametry, jejichž přesné určování nebylo stanovené. Na základě výsledků popsaných v této kapitole bylo provedeno rozšíření zmíněné modifikace kritéria *LaRC04*. Experimentální zkoušce bylo podrobno několik desítek vzorků dvou různých materiálů. V numerických simulacích byla testována i jiná pevnostní kritéria.

8.1 Popis vzorků a experimentů

Vzorky obdélníkového průřezu byly vyřezány vodním paprskem z jednosměrových kompozitních desek vyrobených z 8 vrstev prepregu. Rozměry všech vzorků byly stejné. Tloušťka vzorků byla $H = 2.2$ mm, šířka $W = 4.7$ mm a délka $L = 240$ mm. V případě vysoké hodnoty tahové síly docházelo k porušení samotného vzorku v čelistech. To bylo způsobeno drážkovaným povrchem čelistí. Tento nežádoucí jev bylo možné odstranit nalepením hliníkových příložek na obě strany konců vzorků (Obrázek 8.1). V tomto případě bylo použito lepidlo *Araldit AV 138M* s tvrdidlem *HV 998*.

Testovány byly dva různé kompozitní materiály. Kompozitním materiálem *HSC* (z anglického *High Strength Carbon*) je označován prepreg (*HexPly 913C-HTS(12k)*) s vysokopevnostními uhlíkovými vlákny *Tenax HTS 5631* a kompozitním materiálem *HMC* (z anglického *High Modulus Carbon*) prepreg (*SE84LV/HMC/300/400/35*) s vysokotuhostními

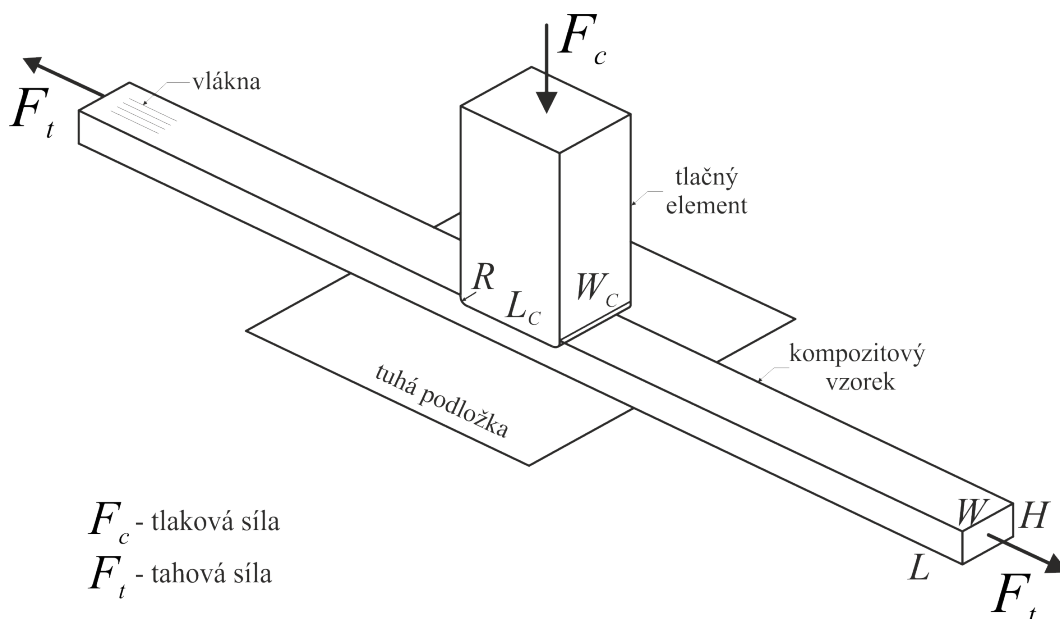


Obrázek 8.1: Vzorky s hliníkovými příložkami.

vlákny. Elastické a pevnostní parametry kompozitů byly identifikovány pomocí tahových a tlakových zkoušek uvedených v kapitole 6.2.

Vzorky byly podrobeny kombinaci tahového zatížení ve směru podélném a lokálního tlaku ve směru příčném. Schéma dvouosé zkoušky je znázorněno na obrázku 8.2. Šířka tlačného elementu byla $W_C = 10$ mm, délka $L_C = 10$ mm a poloměr zaoblení $R = 0.5$ mm. Pro potřeby dvouosé zkoušky byl standardní zkušební stroj *Zwick/Roell Z050* rozšířen o možnost zatěžování lokálním tlakem v kolmém směru pomocí hydraulického svěráku se zabudovanou silovou buňkou a lineárním vedením (Obrázek 8.3).

Zatěžování bylo aplikováno ve dvou krocích (Obrázek 8.4). Nejprve byl vzorek zatěžován tahovou silou ve směru podélném. Po dosažení dané hodnoty F_t (Obrázek 8.5) začal druhý krok. V tomto kroku byl vzorek vystaven lokálnímu tlaku ve směru příčném na vlákna F_c . V čase t_2 nastalo porušení.

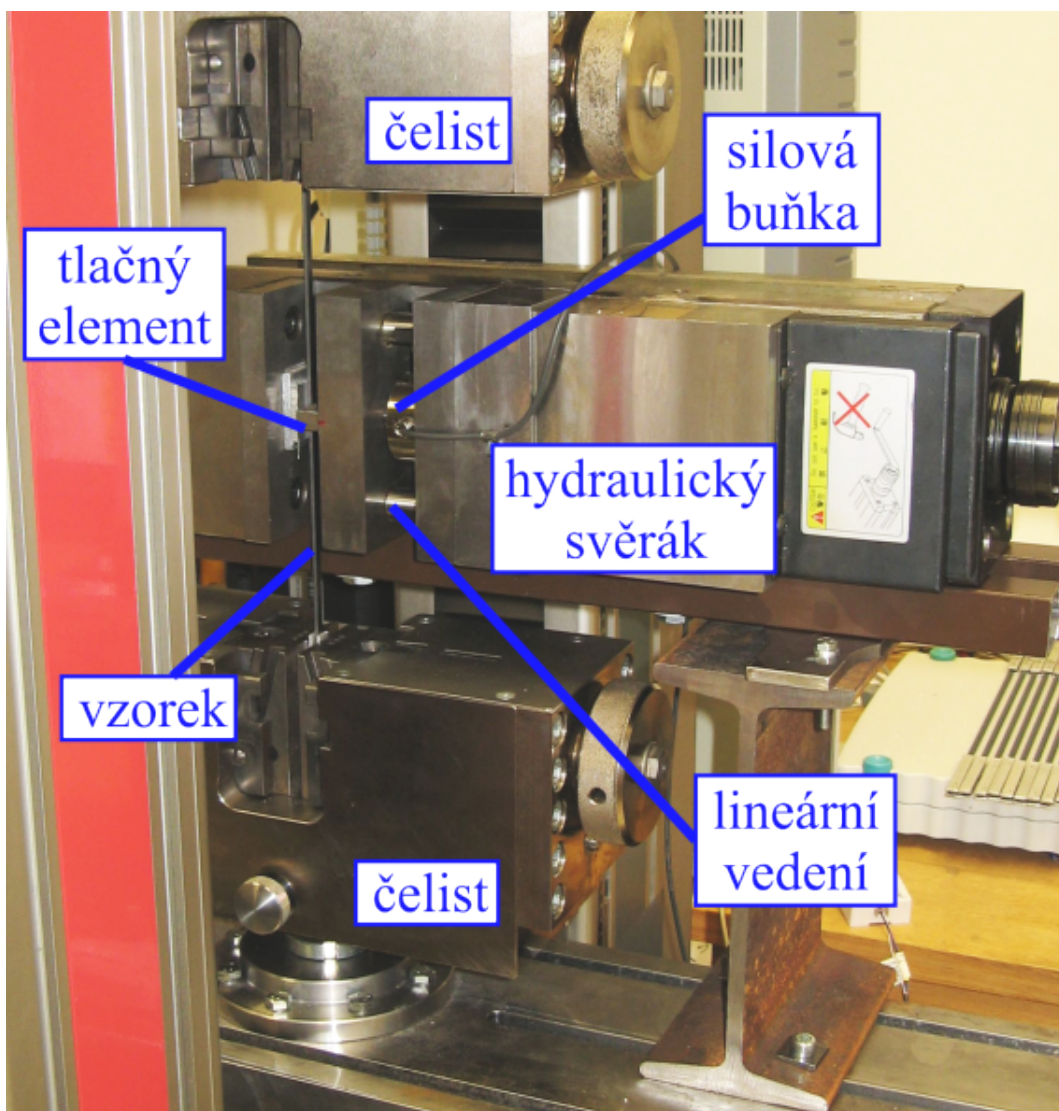


Obrázek 8.2: Schéma dvouosé zkoušky.

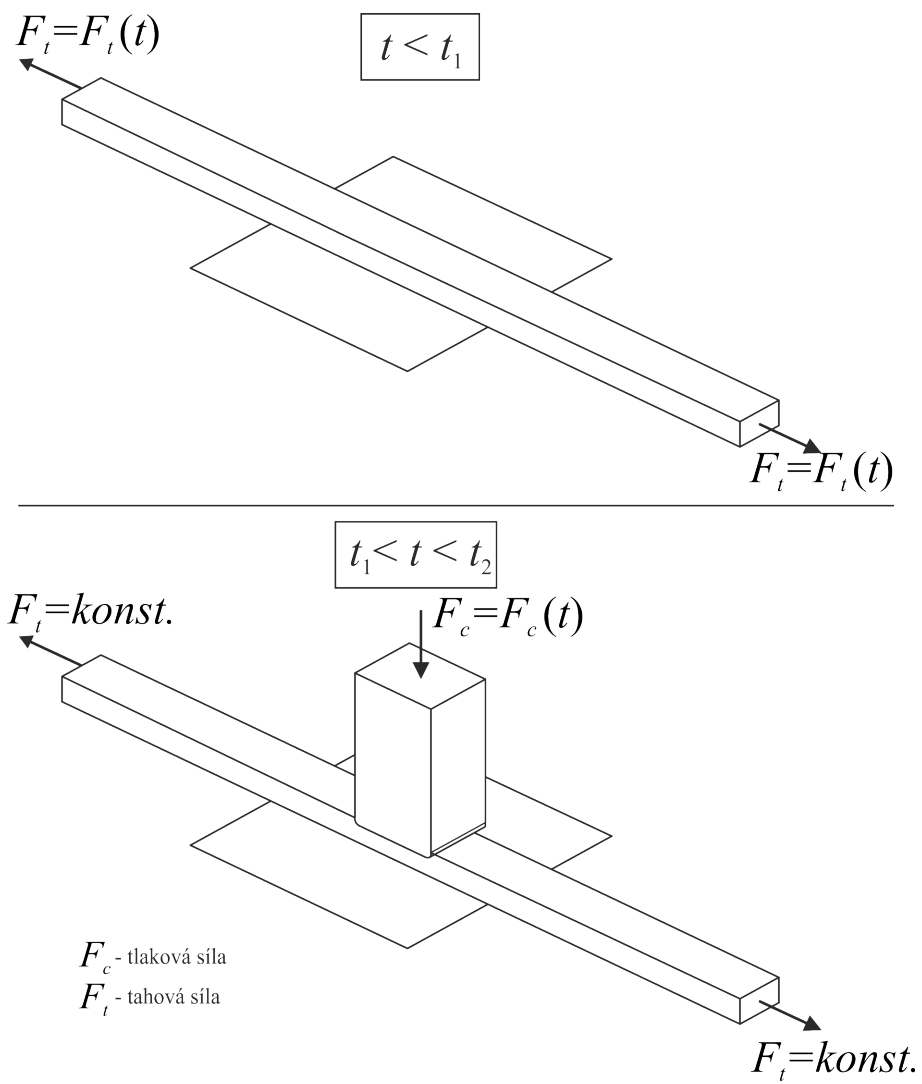
8.2 Výsledky a vyhodnocení experimentů

Byla zkoumána závislost únosnosti vzorku na kombinaci tahové a tlakové síly. Tyto závislosti jsou zobrazeny v grafu na obrázku 8.6a pro kompozit *HSC* a na obrázku 8.6b pro kompozit *HMC*. Červené tečky reprezentují porušení matrice (Obrázek 8.7). Vzorky byly v podélném směru zatěžovány tahem do určité hodnoty tahové síly F_t a následně byly zatěžovány lokálním tlakem ve směru příčném, dokud nenastalo porušení matrice. Modré křížky reprezentují porušení vláken. Zde byly opět vzorky zatěžovány nejprve tahem ve směru podélném a poté tlakem ve směru příčném. Vlivem tlaku ve směru příčném došlo ke snížení podélné pevnosti vzorku, což mělo za následek porušení vláken. Vzorky po porušení vláken jsou zobrazeny na obrázku 8.8. Způsob porušení závisel na hodnotě tahové síly. V případě tahových sil blízkých mezím pevnosti docházelo k několikanásobnému porušení v celém objemu vzorku (Obrázek 8.8 dole). Pro nižší tahové zatížení docházelo k rovnoměrnému přerušování vláken uprostřed oblasti pod tlačným elementem (Obrázek 8.8 nahoře).

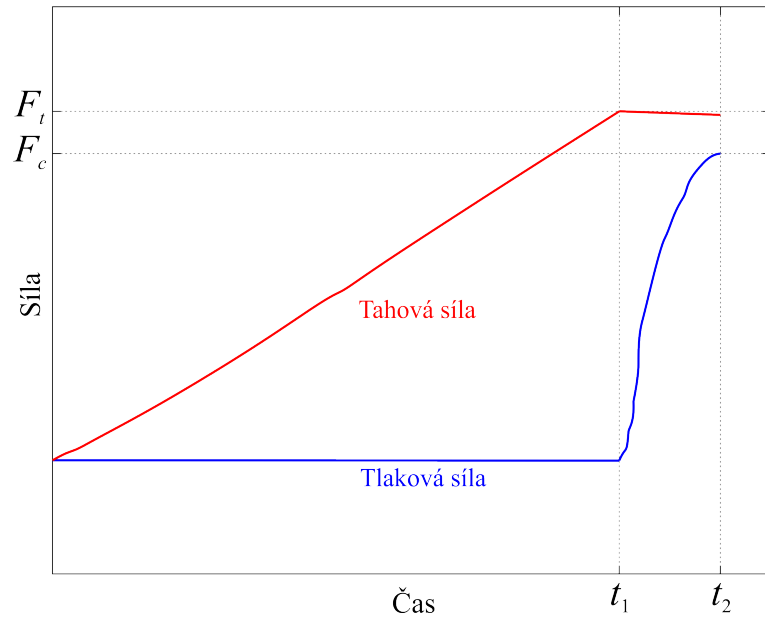
Z uvedených závislostí je zřejmý nárůst tlakové únosnosti s rostoucí tahovou silou. Zvýšení tlakové únosnosti se zvyšující se tahovou silou je větší v případě *HSC* kompozitu. Tahová únosnost naopak vlivem tlaku klesá.



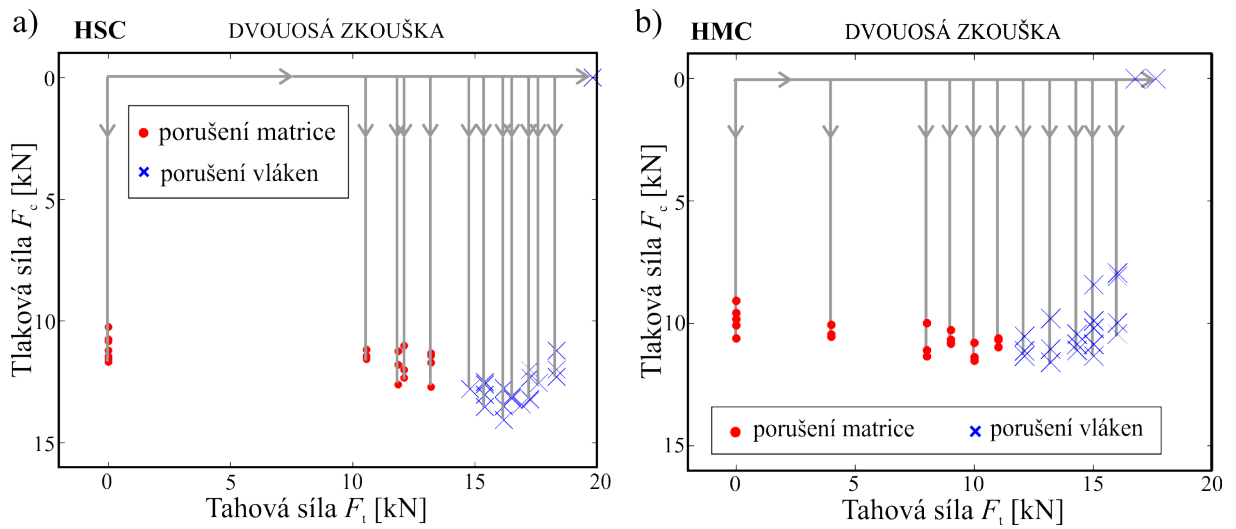
Obrázek 8.3: Zkušební zařízení.



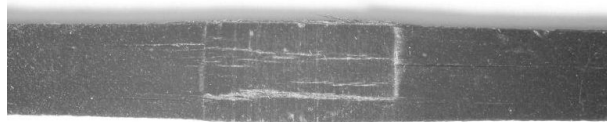
Obrázek 8.4: Časové kroky dvoustupňové zkoušky.



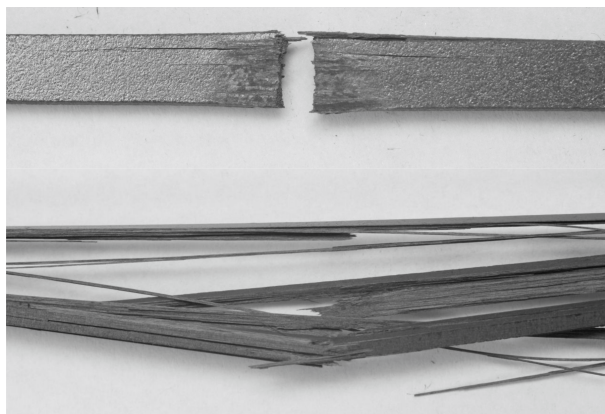
Obrázek 8.5: Závislost zatěžujících sil na čase.



Obrázek 8.6: Závislost únosnosti vzorku na kombinaci tahových a tlakových sil pro (a) *HSC* kompozit, (b) *HMC* kompozit.



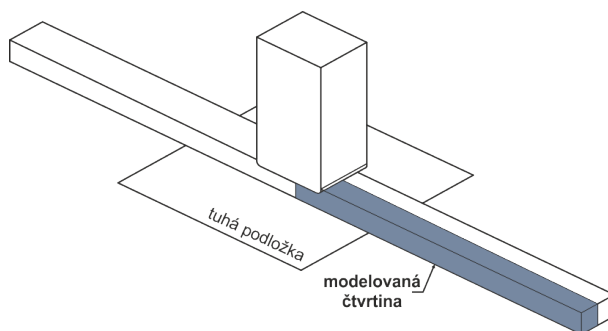
Obrázek 8.7: Porušení matrice při dvousé zkoušce.



Obrázek 8.8: Porušení vláken při dvouosé zkoušce.

8.3 Numerické simulace

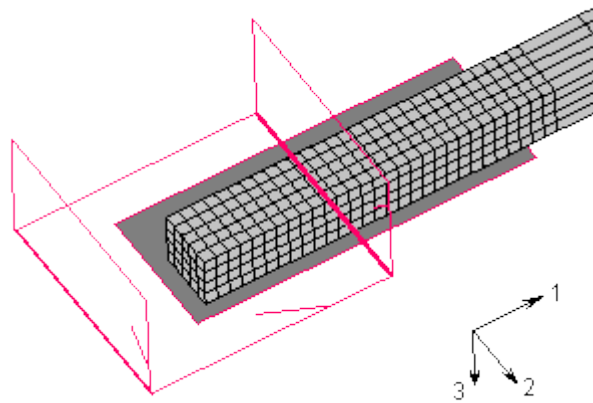
Numerický model byl vytvořen v konečnoprvkovém systému *MSC.Marc*. Jednalo se o 3D model sestavený z tzv. *hexahedral* elementů s 8 uzly. Vzhledem k symetrii vzorku byla modelována pouze jedna čtvrtina (Obrázek 8.9). Zatěžování probíhalo ve dvou krocích, stejně jako v experimentech. Tlakové zatížení bylo aplikováno pomocí síly působící na tuhou kontaktní plochu, která reprezentovala tlačný element (Obrázek 8.10).



Obrázek 8.9: Modelovaná čtvrtina [13].

8.3.1 Materiálový model

Materiálový model byl uvažován homogenní příčně izotropní materiál s nelineární funkcí s konstantní asymptotou pro popis smykového chování (viz. kapitola 6).



Obrázek 8.10: Konečnoprvková síť numerického modelu [13].

8.4 Kritéria porušení

U vybraných kritérií (*maximálních napětí*, *Hashin* a *LaRC04* kritérium) byla posuzována schopnost predikce únosnosti při dvouosé zkoušce. Kritéria *maximálních napětí* a *Hashin* kritérium jsou na rozdíl od kritéria *LaRC04* standardní součástí použitého konečnoprvkového systému *MSC.Marc*. Kritérium *LaRC04* i jeho modifikované verze byly tedy do uvedeného systému implementovány. V tabulkách 8.1 a 8.2 jsou uvedeny módy porušení, při kterých docházelo k porušení.

8.4.1 Modifikace pevnostního kritéria *LaRC04* a její rozšíření

V analýzách kompozitních prvků ovíjených kolíkových spojů 3D model ukázal výraznou neshodu mezi numerickými a experimentálními výsledky pro mód porušení *LaRC04#2* [68]. Proto bylo uvedené kritérium modifikováno [68]. V případě módu *LaRC04#2* (porušení matrice vlivem tlaku příčně na vlákna), bylo zjištěno, že by do tohoto módu měl být zahrnut vliv napětí ve směru vláken σ_1 . Rovnice pro index porušení dle módu *LaRC04#2* byla změněna na tvar

$$\mathcal{F}_M = \left(\frac{\tau^T}{S^T - \eta^T \sigma_n + \sigma_1 P_m} \right)^2 + \left(\frac{\tau^L}{S^L + \eta^L \sigma_n + \sigma_1 P_m} \right)^2 \leq 1, \quad (8.1)$$

kde výraz $\sigma_1 P_m$ je navržená změna, přičemž P_m je změnový parametr. Rovnice pro index porušení módu *LaRC04#3* (porušení vláken vlivem tahu ve směru vláken), byla změněna na tvar

$$\mathcal{F}_F = \frac{\sigma_1}{X^T P_f} \leq 1, \quad (8.2)$$

kde výraz P_f je navržený změnový parametr.

V této disertační práci bylo zjištěno, že popsaná modifikace kritéria *LaRC04* v případě porušení vláken při dvouosé zkoušce není schopna odpovídající predikce porušení. Z tohoto důvodu bylo provedeno rozšíření modifikace. Rovnice pro index porušení módu *LaRC04#3*, byla změněna na tvar

$$\mathcal{F} = \frac{\sigma_1}{\frac{X^T - X^T \cdot P_f}{Y^C + X^T \cdot P_m} \sigma_3 \cdot P_f + X^T} \leq 1. \quad (8.3)$$

Tabulka 8.1: Pevnostní kritéria - mód pro porušení vláken.

PORUŠENÍ VLÁKEN		
<i>Maximální napětí</i>	$\mathcal{F} = \frac{\sigma_1}{X^T} \leq 1$	$\sigma_1 > 0$
<i>Hashin</i>	$\mathcal{F} = \left(\frac{\sigma_1}{X^T}\right)^2 + \frac{(\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2)}{S^L} \leq 1$	$\sigma_1 > 0$
<i>LaRC04 #3</i>	$\mathcal{F} = \frac{\sigma_1}{X^T} \leq 1$	$\sigma_1 > 0$
modifikovaný <i>LaRC04 #3</i>	$\mathcal{F} = \frac{\sigma_1}{X^T \cdot P_f} \leq 1$	$\sigma_1 > 0$
rozšířená modifikace <i>LaRC04 #3</i>	$\mathcal{F} = \frac{\sigma_1}{\frac{X^T - X^T \cdot P_f}{Y^C + X^T \cdot P_m} \sigma_3 \cdot P_f + X^T} \leq 1$	$\sigma_1 > 0$

Tabulka 8.2: Pevnostní kritéria - mód pro porušení matrice.

PORUŠENÍ MATRICE	
<i>Maximální napětí</i>	$\mathcal{F} = -\frac{\sigma_3}{Y^C} < 1 \quad \sigma_3 < 0$
<i>Hashin</i>	$\mathcal{F} = \left[\left(\frac{Y^C}{2S^T} \right)^2 - 1 \right] \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{Y^C} + \left(\frac{\sigma_2^2 + \sigma_3^2}{2S^T} \right)^2 + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_2\sigma_3}{S^{T^2}} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{S^{L^2}} \leq 1 \quad \sigma_2 + \sigma_3 < 0$
<i>LaRC04 #2</i>	$\mathcal{F} = \left(\frac{\tau^T}{S^T - \eta^T \sigma_n} \right)^2 + \left(\frac{\tau^T}{S^L - \eta^L \sigma_n} \right)^2 \leq 1 \quad \sigma_3 < 0; \quad \sigma_1 \geq 0$
modifikovaný <i>LaRC04 #2</i>	$\mathcal{F}_M = \left(\frac{\tau^T}{S^T - \eta^T \sigma_n + \sigma_1 P_m} \right)^2 + \left(\frac{\tau^L}{S^L + \eta^L \sigma_n + \sigma_1 P_m} \right)^2 \leq 1 \quad \sigma_3 < 0; \quad \sigma_1 \geq 0$

8.5 Výsledky numerických simulací

Bylo provedeno porovnání experimentů s numerickými simulacemi. Porovnávaným parametrem byla kombinace hodnot zatěžujících sil, při které došlo k porušení vzorků. Toto porovnání je graficky znázorněno na obrázku 8.11. Z uvedených závislostí je zřejmé, že žádné z testovaných kritérií nedokázalo korektně predikovat porušení při dvouosém testu.

V případě porušení matrice ukazovalo modifikované kritérium *LaRC04#2* alespoň odpovídající trend, ale hodnoty maximálních sil nedopovídaly experimentům. Zbylá testovaná kritéria vůbec neindikovala zvýšení tlakové únosnosti.

V případě porušení vláken kritérium *Hashin* sice predikovalo porušení vláken, ale trend i hodnoty maximálních sil nekorespondovaly s experimentálními daty. Modifikované kritérium *LaRC04#3* predikovalo porušení vláken jen do určité hodnoty tahové síly, ale ani zde hodnoty maximálních sil neodpovídaly experimentům. Vzhledem k použití dvoukrokového zatížení a k charakteru modifikace, kdy je pevnost ve směru vláken pouze snížena pomocí změnového parametru (chybí interakce s napětím v příčném směru), nebylo možné dosáhnout kombinace vyšších tahových a tlakových sil. Kritérium od určité hodnoty tahové síly indikovalo porušení vláken (Obrázek 8.11 - oblast I).

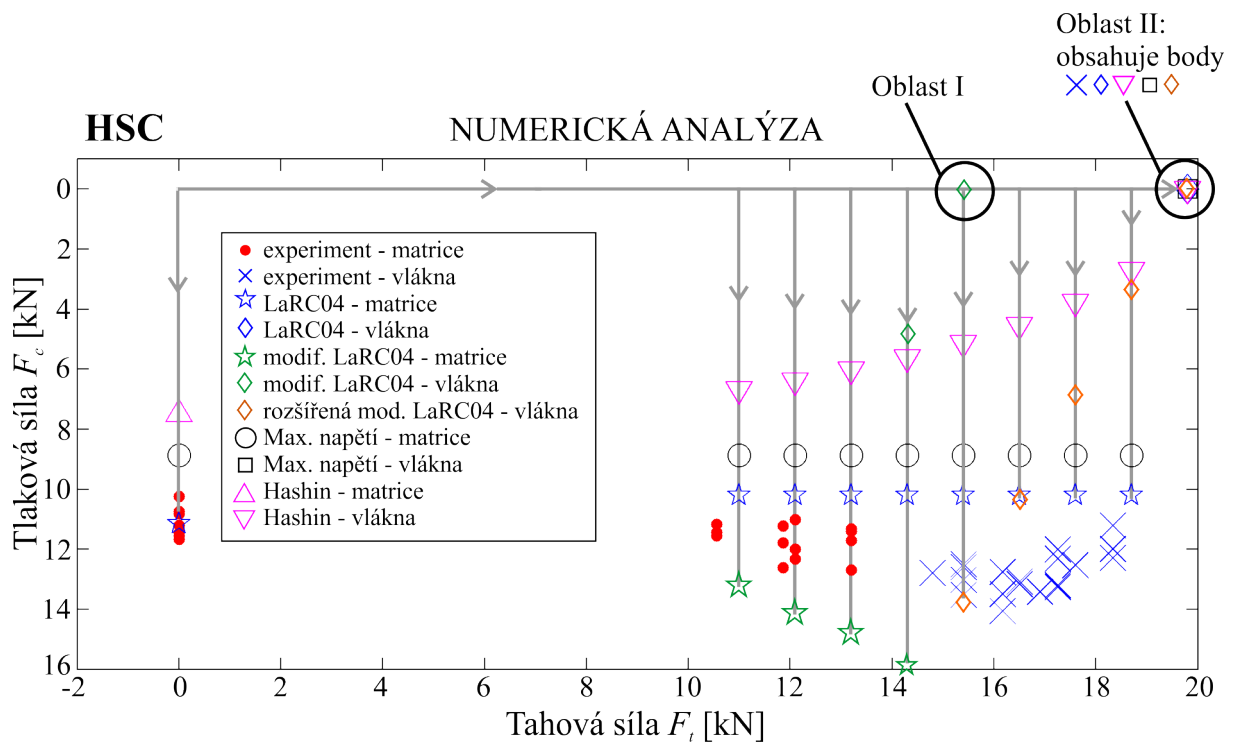
Z uvedeného vyplynula nutnost interakce mezi napětími v podélném σ_1 a příčném směru σ_3 i v módu tahového porušení vláken. Proto byla rozšířena modifikace kritéria *LaRC04#3* tak, aby zahrnovala tuto interakci. Rozšířená modifikace kritéria *LaRC04#3* měla v případě porušení vláken akceptovatelný trend. Hodnoty maximálních sil neodpovídaly experimentům, protože rozšíření modifikace bylo navrženo především s ohledem na predikci únosnosti ovíjených kolíkových spojů, kde dosahuje dobrých výsledků (kapitola 9). Na obrázku 8.12 jsou zobrazeny průběhy podélného a příčného napětí na očku a přímém vzorku. Zatížení přímého vzorku je dvouosé a lokálním tlakem. U oček je velmi vysokých hodnot příčného napětí dosahováno v tenké vrstvě, zatímco u přímého vzorku není změna napětí po průřezu výrazná. To je zřejmě důvod, proč rozšířená modifikace *LaRC04#3* nevykazuje stejnou shodu u oček i přímého vzorku.

Porušení vláken při čistém tahovém zatížení dokázala správně predikovat všechna testovaná kritéria (Obrázek 8.11 - oblast II), kromě již zmíněného modifikovaného kritéria *LaRC04* z výše popsaného důvodu.

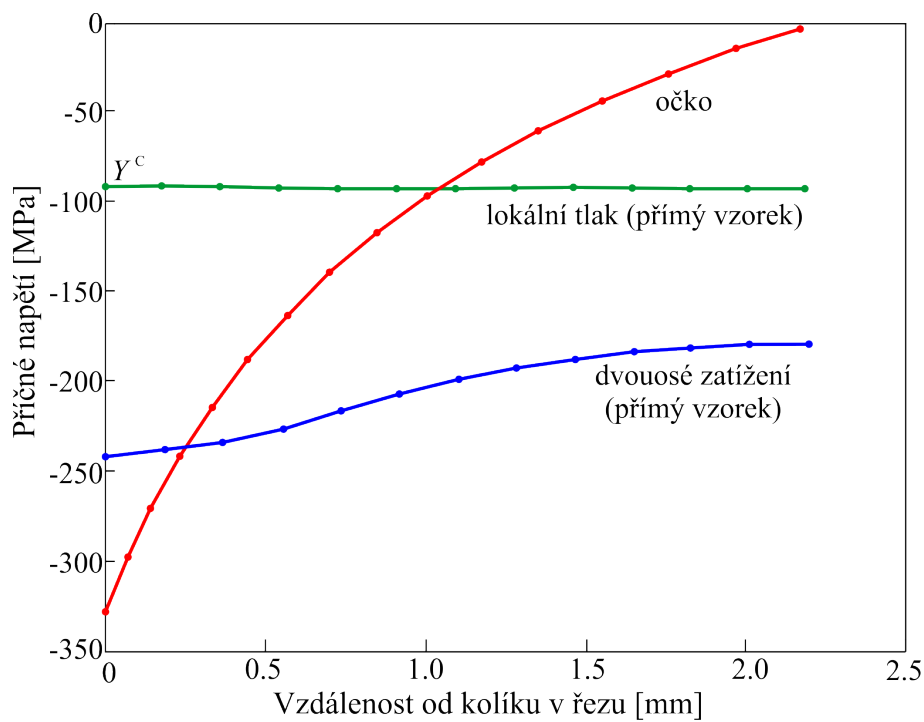
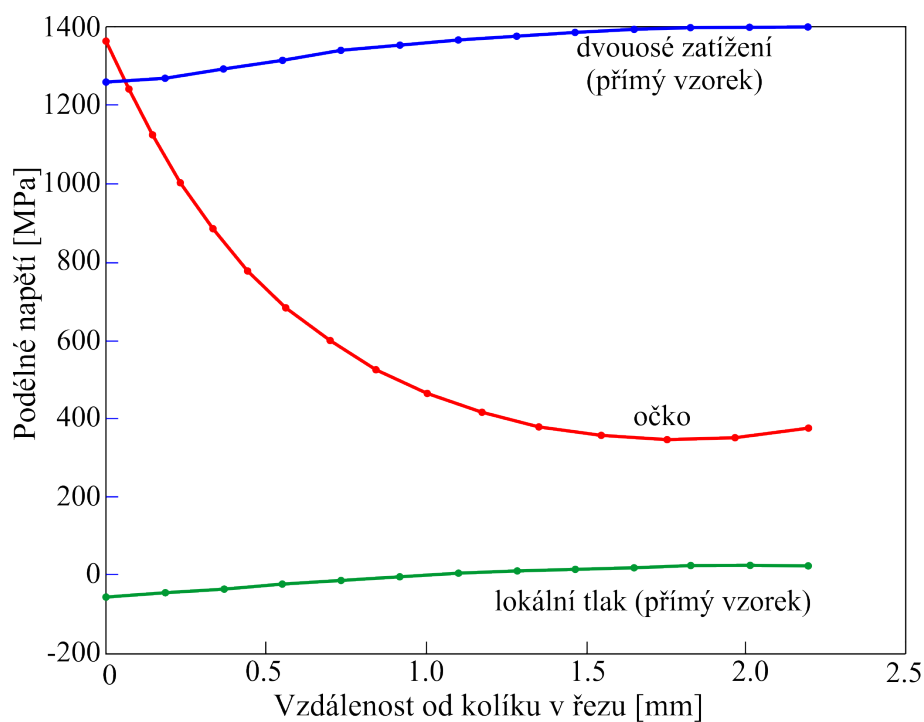
Nebylo možné nalézt způsob určení změnových parametrů P_m a P_f modifikovaného kritéria *LaRC04* tak, aby bylo toto kritérium úspěšné zároveň v predikci únosnosti ovíjených kolíkových spojů a v predikci porušení při dvouosém namáhání. Byla tedy navržena funkce [10, 13] popisující experimentální obalovou křivku porušení ve tvaru

$$F_c = P_1 \cdot \operatorname{arcsinh} [P_2 (F_t - F^T)], \quad (8.4)$$

kde F_c je tlaková síla ve směru příčném, P_1 a P_2 jsou tvarové parametry, F_t je tahová síla v podélném směru a F^T je mezná tahová síla ve směru vláken. Obalová křivka porušení je ukázána na obrázku 8.13. Pomocí ní bylo možné predikovat porušení prímých vzorků při dvouosém zatížení. Ukázky vybraných rozložení indexů porušení na modelované čtvrtině vzorku jsou ukázány na obrázku 8.14. Posuvy jsou na tomto obrázku zvětšeny 5 krát.

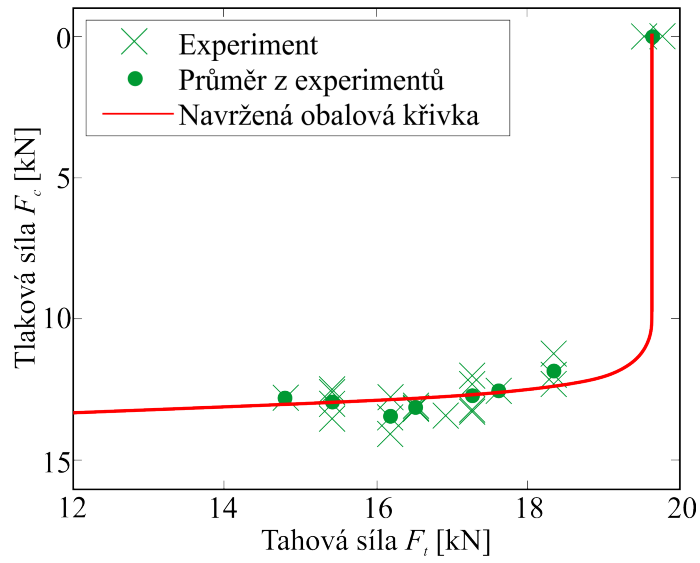


Obrázek 8.11: Porovnání experimentů a num. simulací - dvouosá zkouška [13].

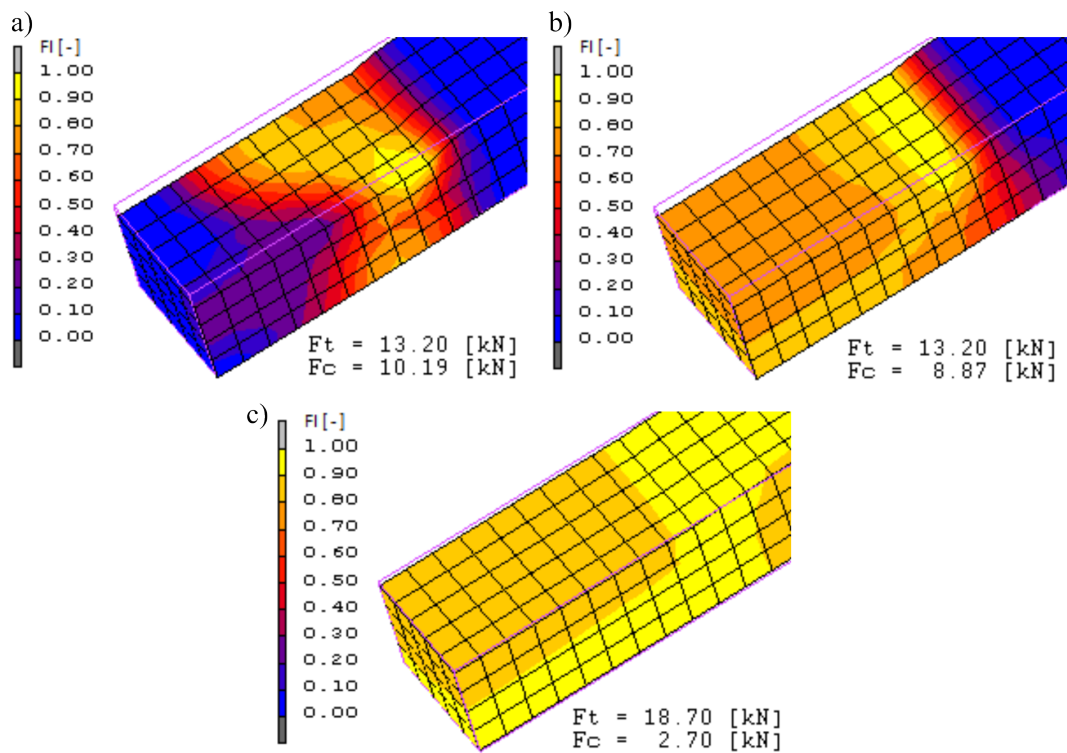


Obrázek 8.12: Průběhy napětí na očku a na přímém vzorku.

PORUŠENÍ VLÁKEN



Obrázek 8.13: Obalová křivka porušení [13].

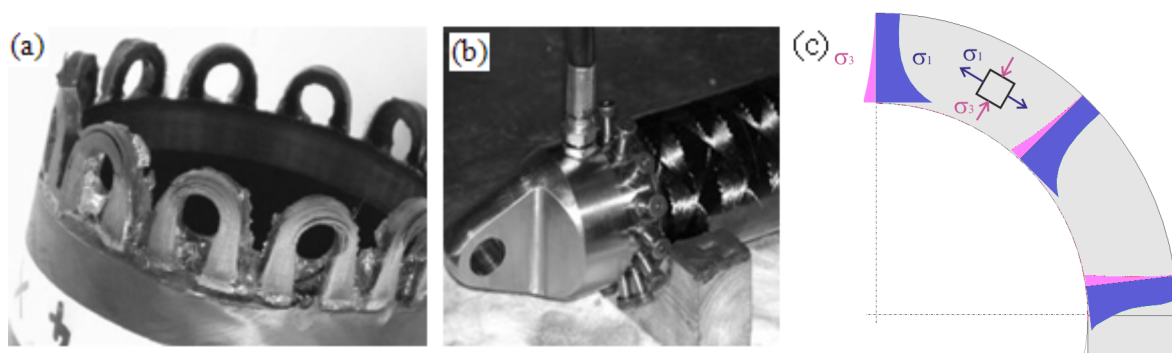


Obrázek 8.14: Rozložení indexu porušení (a) porušení matrice - modifikované kritérium *LaRC04#2*, (b) porušení matrice - kritérium *maximálních napětí*, (c) porušení vláken - *Hashin* kritérium [13].

Kapitola 9

Ovíjené kolíkové spoje

Tato kapitola je posledním krokem předešlých zjednodušených analýz ovíjených kolíkových spojů. Zde bylo úkolem provést validaci rozšířené modifikace pevnostního kritéria *LaRC04* pro jednosměrové kompozity zatížené kombinací tahu a tlaku. Uvedená validace byla uskutečněna pomocí porovnání experimentálních výsledků s numerickou pevnostní analýzou, prováděnou v systému *MSC.Marc* [11]. Dalším úkolem byla analýza vlivu geometrických parametrů oka na jeho únosnost.

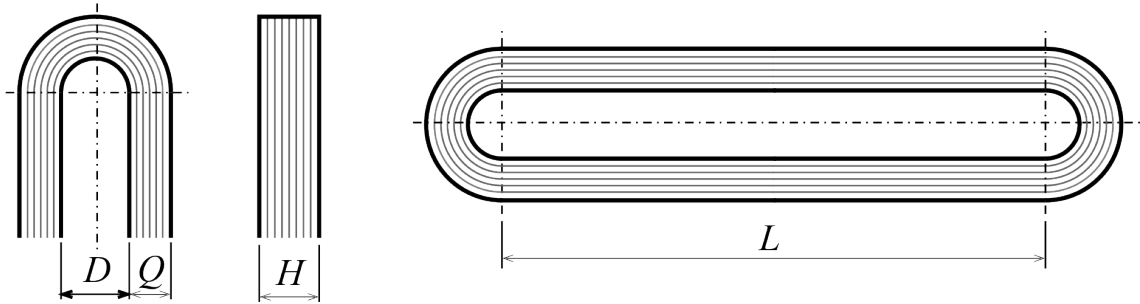


Obrázek 9.1: (a) Kompozitní část ovíjených kolíkových spojů hydraulického válce (očka) [68], (b) Hydraulický válec od firmy *CompoTech* [68], (c) Napětí v průřezu oka [68].

9.1 Výroba vzorků a popis experimentů

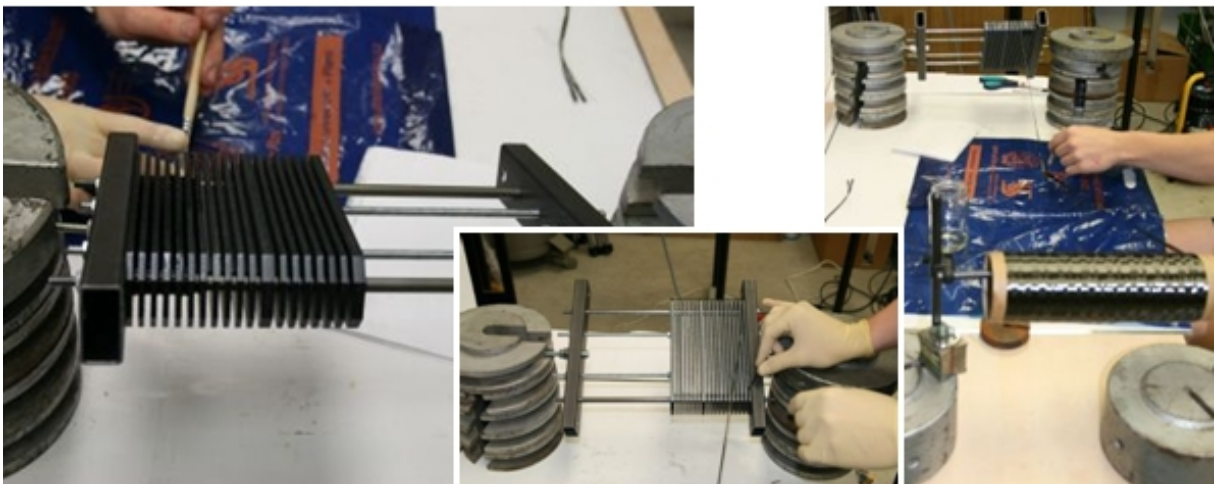
Pro validaci modifikovaného pevnostního kritéria byly navrženy speciální vzorky, jejichž tvar vycházel z tvaru spojovacích elementů hydraulického válce (Obrázek 9.1). K výše

popsané kombinaci limitních stavů napjatosti dochází v zakřivené části vzorku (očko). Tvar vzorku a popis jednotlivých geometrických parametrů je znázorněn na obrázku 9.2, kde D je průměr kolíku, H je tloušťka očka, Q je šířka stěny očka a L je délka očka (vzdálenost mezi osami kolíků).



Obrázek 9.2: Označení geometrických parametrů očka.

Vzorky pro experimentální měření byly vyrobeny v laboratořích Katedry mechaniky Západočeské univerzity v Plzni. Pro výrobu vzorků byla použita technologie navíjení vláken na trny (Obrázek 9.3). Z cívky byl odmotáván svazek vláken, ten byl ručně pryskyřicí a následně navíjen kolem trnů do speciálního přípravku. Po navinutí vláken na přípravek s trny daných průměrů následovala fáze vytvrzování v peci. Tímto postupem bylo vyrobeno více než 150 vzorků různých geometrických parametrů. U vzorků bylo v oblasti oček dosaženo objemového podílu vláken $V_f = 0.65$.



Obrázek 9.3: Výroba vzorků.

K výrobě jednosměrových kompozitních vzorků byla použita vysokopevnostní uhlíková vlákna *T700* a epoxidová pryskyřice (pryskyřice *LG100* a tvrdidlo *EM100* v poměru 100:34). Elastické parametry tohoto materiálu v jeho hlavních materiálových směrech pro objemový podíl $V_f = 0.65$ byly určeny ze vztahů uvedených např. v [29, 68]. Výsledné elastické parametry jsou uvedeny v tabulce 9.1, pevnostní parametry v tabulce 9.2.

Tabulka 9.1: Elastické parametry kompozitu ($V_f = 0.65$).

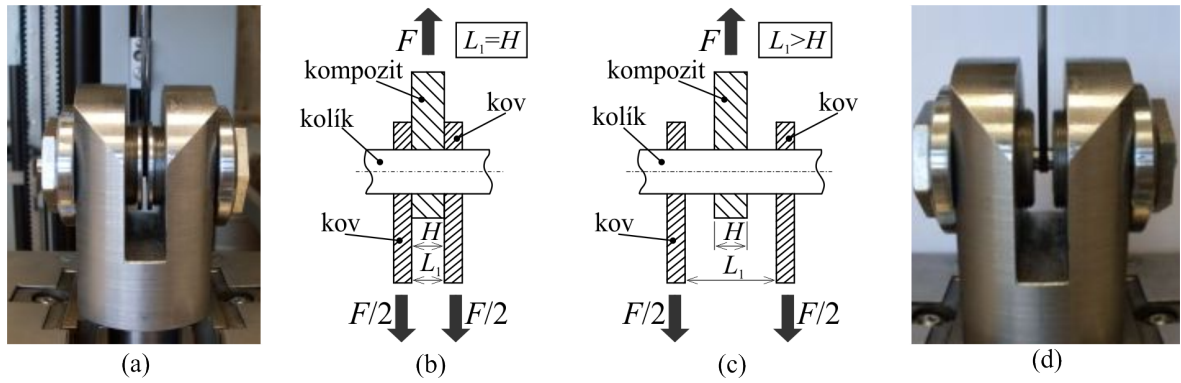
E_1	E_2	E_3	ν_{12}	ν_{23}	ν_{31}	G_{12}	G_{23}	G_{31}
[MPa]	[MPa]	[MPa]	[–]	[–]	[–]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
153 730	5 940	5 940	0.335	0.332	0.013	2 755	2 230	2 755

Tabulka 9.2: Pevnostní parametry kompozitu ($V_f = 0.65$).

X^T	Y^T	Y^C	S^L	α_0
[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[°]
3 264	42	92	48	55

Zatěžování tahem bylo prováděno na trhacím stroji *Zwick/Roell Z050*. Do stroje byly vzorky upínány pomocí speciálních komponent uchycených do čelistí stroje (Obrázek 9.4). Tyto komponenty umožňovaly zatěžování vzorků v širokém spektru geometrických parametrů. Použitím těchto komponent bylo také možno volit mezi dvěma způsoby upnutí – mezi pevným (Obrázek 9.4a, b) a volným upnutím (Obrázek 9.4c, d). V případě volného upnutí byly stěny oka volné, neboli byl umožněn pohyb v axiálním směru kolíku. V případě pevného upnutí byly plochy stěny oka v blízkém okolí kolíku pevně sevřené. Podobného upnutí lze v praxi dosáhnout použitím lícovaných šroubů místo kolíků a lícovaných podložek, které budou staženy maticemi.

Parametrem validace porovnávaným mezi experimentem a numerickou simulací zkoušek byla maximální tahová síla (únosnost spoje), které mohlo být dosaženo. Omezujícími faktory experimentů byla maximální tahová síla 50 kN (tj. maximální zatěžující síla použitého stroje) a pevnost kovových kolíků malých průměrů.



Obrázek 9.4: (a), (b) Pevné upnutí, (c), (d) Volné upnutí.

Rozsah geometrických parametrů měřených vzorků byl následující:

- průměry $D = 8 \text{ mm}$ a $D = 12 \text{ mm}$
- tloušťky $H = 3$ až $H = 6 \text{ mm}$
- šířky stěn od $Q = 1 \text{ mm}$ do $Q = 8 \text{ mm}$

Různé geometrie vzorků jsou ukázány na obrázku 9.5. Vzorky byly testovány při pokojové teplotě a rychlost zatěžování (rychlost příčnicku) byla $v = 0.5 \text{ mm/min}$.

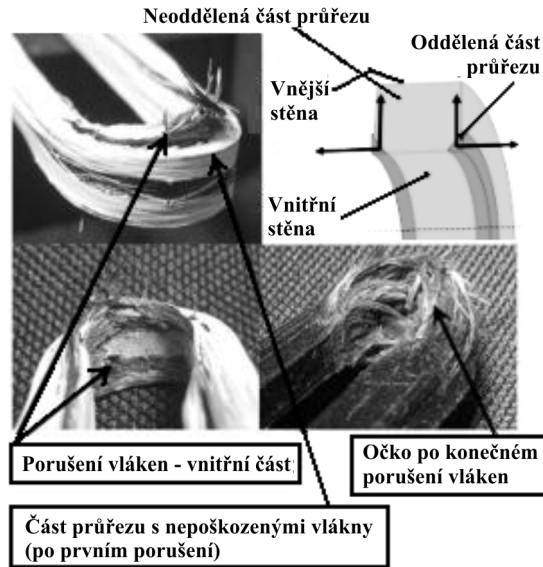


Obrázek 9.5: Vzorky různých geometrií.

9.2 Porušování vzorků

Podrobněji je porušování analyzováno [68]. V případě volně upnutých vzorků, které se mohou v axiálním směru kolíku volně pohybovat, nastávalo u některých vzorků porušení matrice, jež mělo za následek oddělení části průřezu před porušením vláken (Obrázek 9.6).

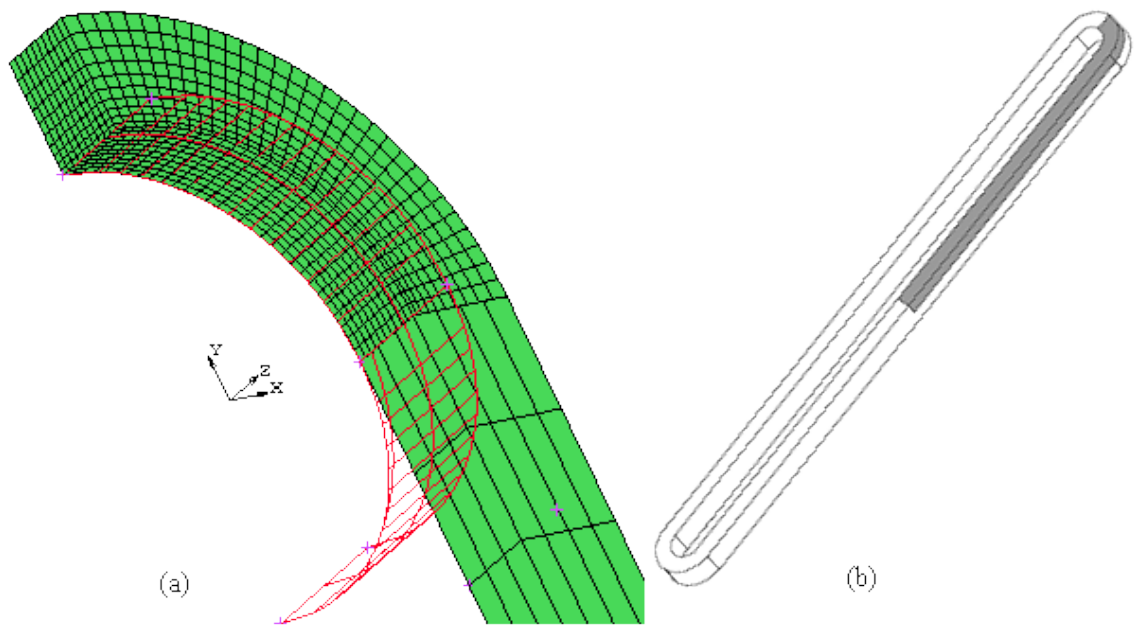
V oddělené části průřezu došlo vlivem odlehčení k poklesu napětí v podélném směru σ_1 , zatímco ve zbylé části průřezu vzorku napětí σ_1 adekvátně vzrostlo. V neoddělené části průřezu se tedy začala vlákna vlivem tahu porušovat dříve, než kdyby k rozdělení průřezu nedošlo. U pevně upnutých vzorků nemělo porušení matrice vliv na únosnost očka. Únosnost očka tedy odpovídá maximální tahové síle při porušení vláken [4, 12].



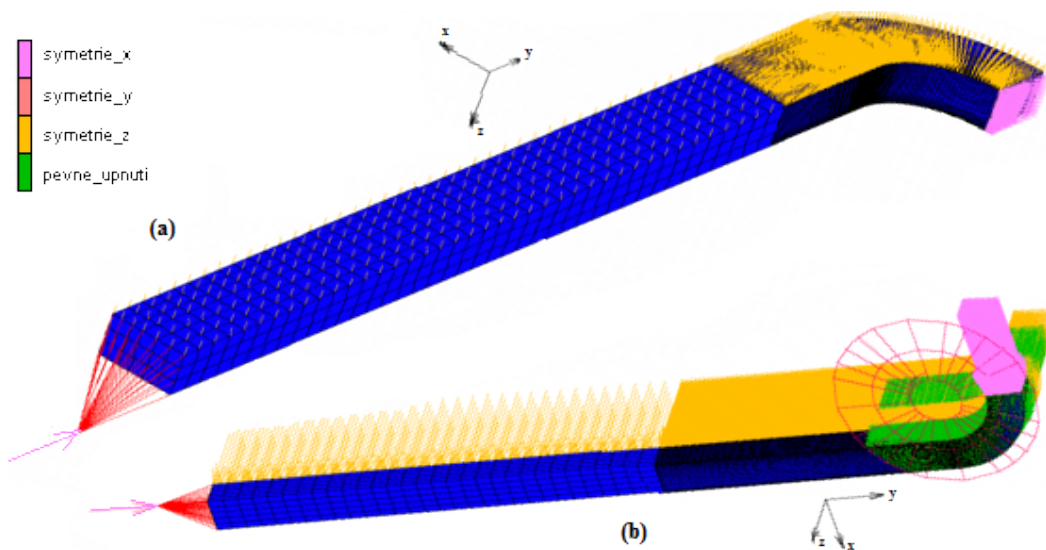
Obrázek 9.6: Proces porušování volně upnutých oček [68].

9.3 Numerické simulace

Numerický 3D model byl vytvořen v konečnoprvkovém systému *MSC.Marc*, do kterého bylo použité modifikované pevnostní kritérium *LaRC04* implementováno [71]. Model byl vytvořen pomocí šestistěnných prvků s osmi uzly (elementy typu *SOLID*), přičemž kompozit byl modelován jako homogenní materiál. V důsledku symetrie vzorku byla modelována pouze jedna osmina vzorku (Obrázek 9.7b). V kruhové části byla použita jemná síť, zatímco v přímé části vzorku byla z důvodu úspory počtu prvků použita hrubá síť. Tyto dvě části byly svázány pomocí kontaktu typu *glue* (pevné spojení dotýkajících se povrchů). Prvkům modelu byly zadány ortotropní vlastnosti respektující orientaci vláken. Zatěžování bylo řízeno posuvem tuhé plochy nahrazující čep (Obrázek 9.7a). Na obrázku 9.8 jsou zobrazeny okrajové podmínky pro model pevně a volně upnutého očka.



Obrázek 9.7: (a) Síť numerického modelu, (b) Modelovaná osmina vzorku.



Obrázek 9.8: Okrajové podmínky modelu (a) volně upnutého očka, (b) pevně upnutého [12].

Model postupného porušování dle kapitoly 6.3 se zde ukázal jako nevhodný a to především z důvodu použití kritéria *Hashin* nebo kritéria *maximálních napětí*, která v tomto případě nedokázala predikovat místo a mód porušení tak, aby to odpovídalo experimentům.

Proces vyšetření únosnosti se skládal z několika hlavních částí – vytvoření modelu, identifikace módu a místa porušení, v případě oddělení části průřezu u volně upnutých oček vytvoření nového modelu s oddělenou částí průřezu, identifikace síly při porušení vláken pro modelovanou kombinaci parametrů a následné zobrazení hodnot do grafu. Celý proces byl zautomatizován. V systému *Matlab* byly generovány ze zadaných geometrických a materiálových parametrů skripty, pomocí nichž byly parametricky vytvářeny numerické modely a spouštěny numerické analýzy.

První skript vytvořil model ze zadaných parametrů. Další skript spustil výpočet, kterým byl identifikován mód porušení a nalezeno místo s maximálním indexem porušení $\mathcal{F}_{\max} = 1$. V případě porušení vláken (index porušení vláken $\mathcal{F}_F = 1$), byla pro danou kombinaci parametrů zaznamenána maximální tahová síla a proces byl ukončen. V případě porušení matrice (index porušení matrice $\mathcal{F}_M = 1$) před porušením vláken u volně upnutých oček bylo nutné najít velikost oddělené části průřezu, neboli místo porušení a úhel roviny porušení α (Obrázek 9.9a). V dalším kroku simulace skript vytvořil nový model oka s oddělenou částí průřezu ve tvaru trojúhelníka (Obrázek 9.9b). Pro takto vytvořený model byl spuštěn výpočet pro vyšetření porušení vláken (index porušení vláken $\mathcal{F}_F = 1$). Další porušení matrice již nebylo sledováno. Maximální dosažená síla F_{\max} (únosnost), při které došlo k porušení oka, byla zaznamenána spolu s hodnotami geometrických parametrů do datového souboru. Ten pak sloužil jako vstupní soubor pro grafické znázornění závislosti únosností spoje na kombinaci geometrických parametrů oka. Schéma postupu výpočtu únosnosti volně upnutého oka je znázorněno na obrázku 9.10a. V případě pevně upnutých oček nemělo porušení matrice vliv na únosnost spoje a celý proces byl redukován pouze na vyšetření porušení vláken (Obrázek 9.10b).

Na obrázku 9.11 jsou v grafech znázorněny výsledky analýzy (s modifikovaným kritériem) tahových zkoušek uvedených v práci [68]. Tyto analýzy byly prováděny pro oka s vnitřním průměrem $d = 10$ mm a objemovým podílem vláken $V_f = 0.50$. Nejlepší shody mezi experimentálními daty a výsledky z numerických analýz bylo dosaženo pro zkoumané geometrie oček ($D = 10$ mm, $Q = 1 \div 6.8$ mm, $H = 4.4 \div 5.8$ mm) a objemový podíl

$V_f = 0.50$ v případě bezrozměrných modifikačních parametrů $P_m = 0.05$ a $P_f = 0.87$ [68].

Porovnání experimentálních dat s výsledky numerických analýz uskutečněných v rámci vlastní validace modifikovaného pevnostního kritéria *LaRC04* [12] je ukázáno na obrázcích 9.12 a 9.13. Na grafech jsou zobrazeny závislosti únosností spoje na šířce stěny oček Q pro průměry $D = 8$ mm (Obrázek 9.12) a $D = 12$ mm (Obrázek 9.13). Tloušťka oček byla $H = 5$ mm a objemový podíl vláken byl $V_f = 0.65$. Experimentální data jsou v grafech znázorněna černými křížky. Modré body jsou získané z numerické analýzy pro původní modifikaci kritéria *LaRC04* a navržené parametry modifikace ($P_m = 0.05$ a $P_f = 0.87$ [68]). Červené body jsou pro rozšířenou modifikaci kritéria *LaRC04* a stejné změnové parametry.

Uvedené výsledky potvrzují dobrou shodu mezi experimenty a numerickými modely v případě modifikace módu *LaRC04#2* (porušení matrice vlivem tlaku ve směru příčném). Tato modifikace zahrnuje vliv napětí v podélném směru a je korektní i v případě čistého tlaku, nebo v případě malého napětí ve směru vláken (tj. případy, kdy nemodifikované kritérium vykazuje dobré výsledky), jelikož vliv modifikace je v tomto případě velmi malý.

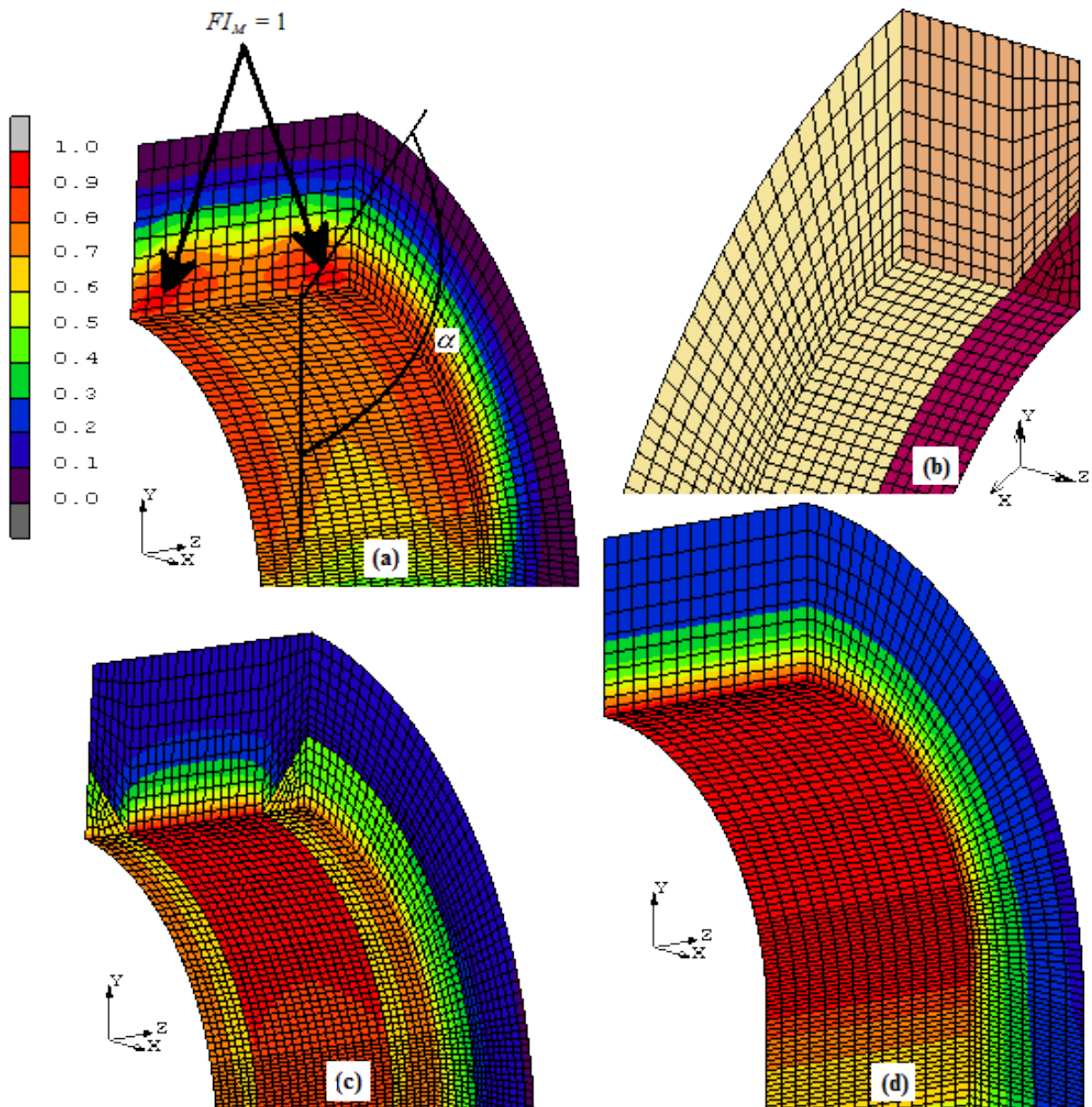
Původní modifikace kritéria *LaRC04#3* s navrženými parametry modifikace ($P_m = 0.05$ a $P_f = 0.87$ [68]) ukazuje odpovídající trend, ale hodnoty maximálních sil neodpovídají experimentů. Lze nalézt takové změnové parametry, pro které lze dosáhnout lepší shody [11]. V předchozím bylo prezentováno, že původní modifikace neměla vyhovující trend při dvouosé zkoušce. Byla tedy navržena rozšířená modifikace kritéria *LaRC04#3*, která má správný trend při dvouosé zkoušce a také v případě malého napětí ve směru příčném (tj. v případě, kdy nemodifikované kritérium vykazuje dobré výsledky). Rozšířená modifikace kritéria *LaRC04* dosáhla v analýzách únosnosti oček lepší shody s experimenty (pro původní navržené změnové parametry $P_m = 0.05$ a $P_f = 0.87$).

V případě módu porušení *LaRC04#3* bylo ukázáno, že rozšířená modifikace kritéria *LaRC04* dosahuje lepší shody s experimenty.

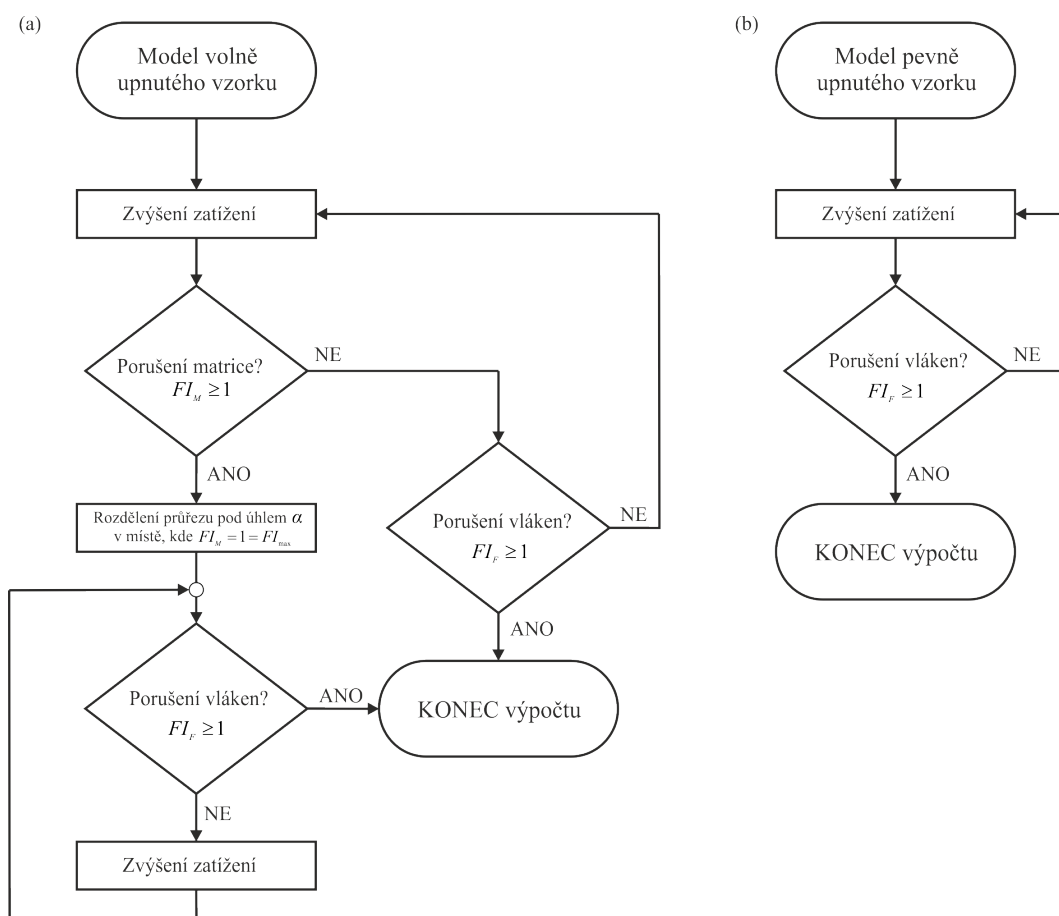
9.4 Vliv geometrických parametrů na únosnost

Vliv kombinací dvou různých geometrických parametrů (třetí je konstantní) na maximální tahovou sílu, při které dojde k porušení oka, byl zjištěn pomocí výše popsaného procesu.

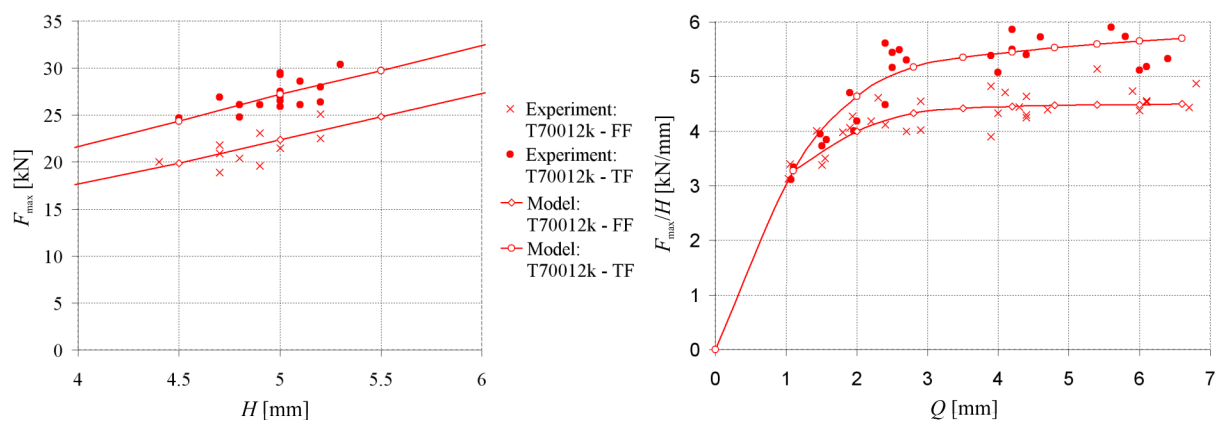
Závislosti únosností kompozitního oka na jeho geometrických parametrech jsou pro



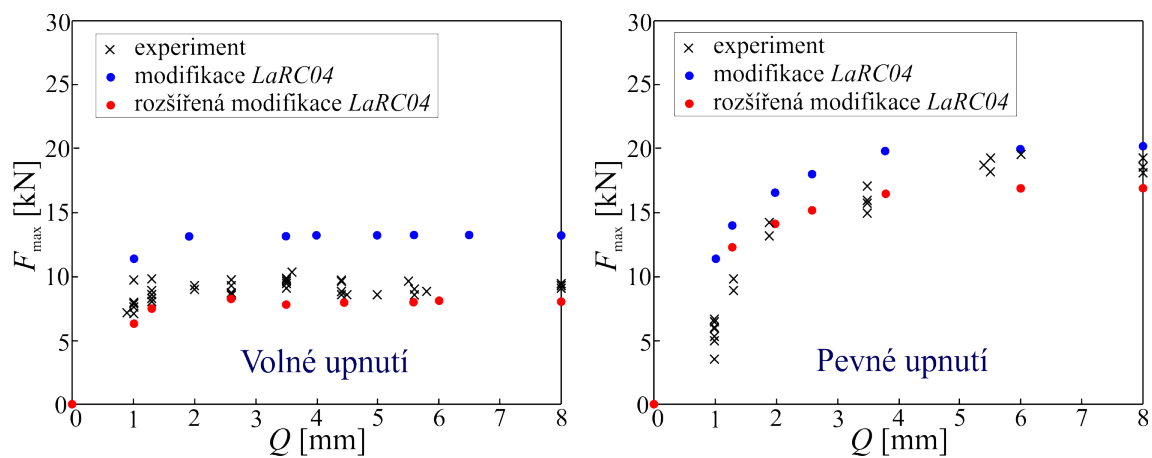
Obrázek 9.9: (a) Porušení matrice volně upnutého oka ($\mathcal{F}_M = 1$), (b) Model s oddělitelnou částí průřezu, (c) Rozložení indexu porušení vláken volně upnutého oka ($\mathcal{F}_F = 1$), (d) Rozložení indexu porušení vláken pevně upnutého oka ($\mathcal{F}_F = 1$).



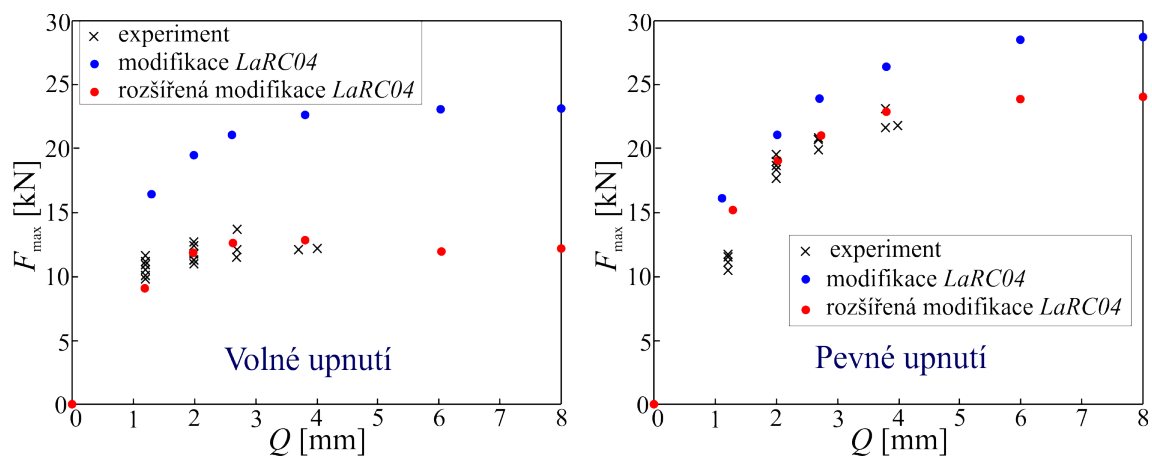
Obrázek 9.10: Postup výpočtu únosnosti [68] (a) volně upnutého oka, (b) pevně upnutého oka.



Obrázek 9.11: Porovnání experimentálních a numerických dat pro $D = 10$ mm, $H = 5$ mm, $V_f = 0.50$ [68].

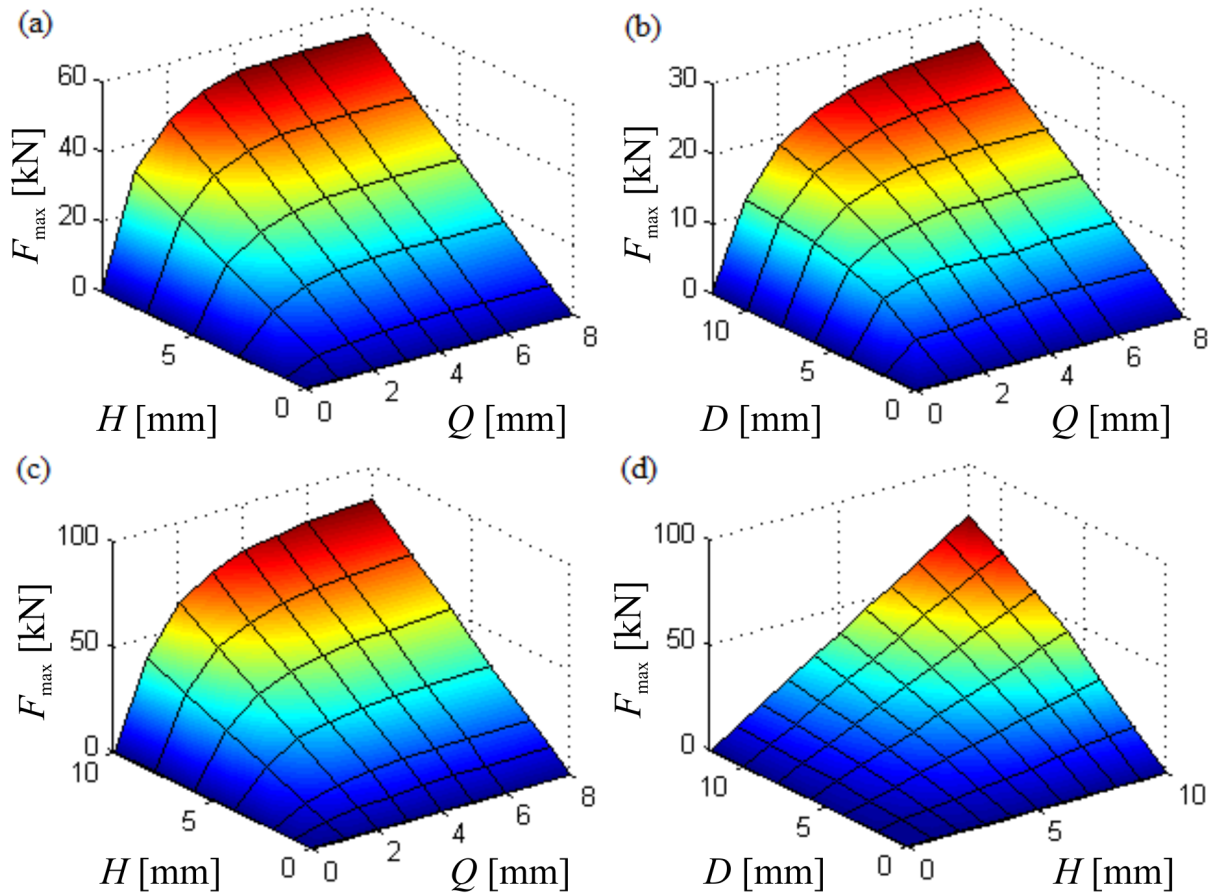


Obrázek 9.12: Porovnání experimentálních a numerických dat pro $D = 8$ mm, $H = 5$ mm, $V_f = 0.65$.



Obrázek 9.13: Porovnání experimentálních a numerických dat pro $D = 12$ mm, $H = 5$ mm, $V_f = 0.65$.

případ pevně upnutých oček zobrazeny na obrázku 9.14. Pro volně upnutá oka jsou uvedené závislosti podobné. Geometrické parametry byly zkoumány v rozsahu, který je zřejmý z příslušných grafů. Hodnoty třetích konstantních parametrů jsou uvedeny v názvu obrázku.

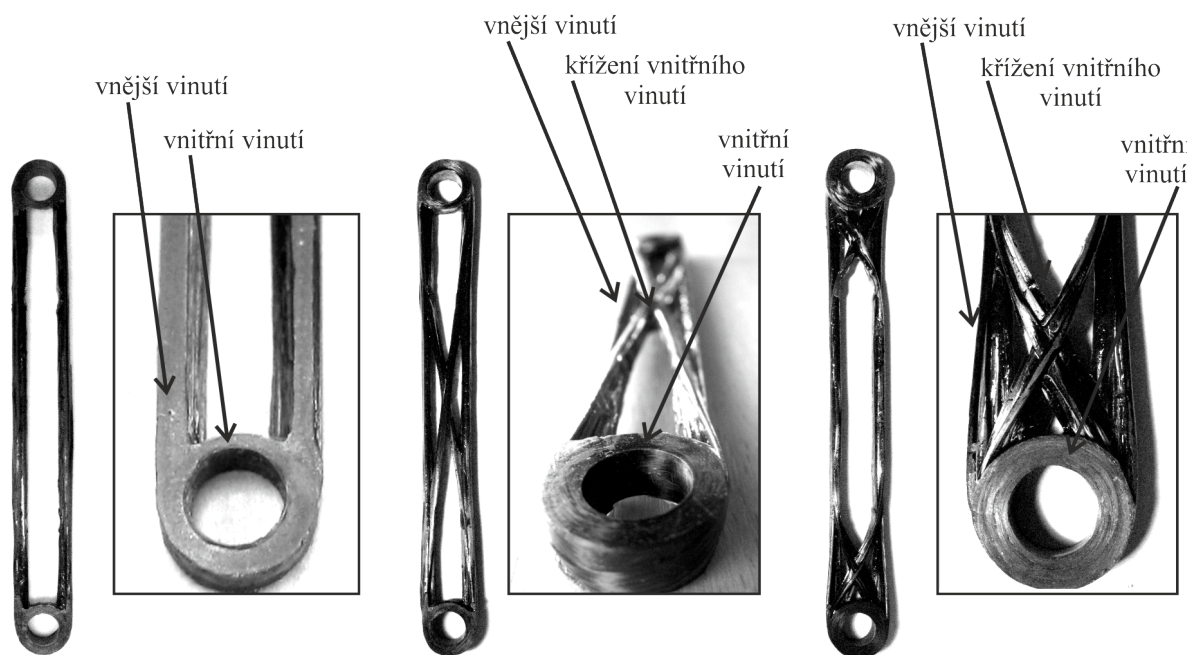


Obrázek 9.14: Konečnoprvková analýza pevně upnutých oček pro (a) $D = 10$ mm, (b) $H = 5$ mm, (c) $D = 20$ mm, (d) $Q = 3.5$ mm.

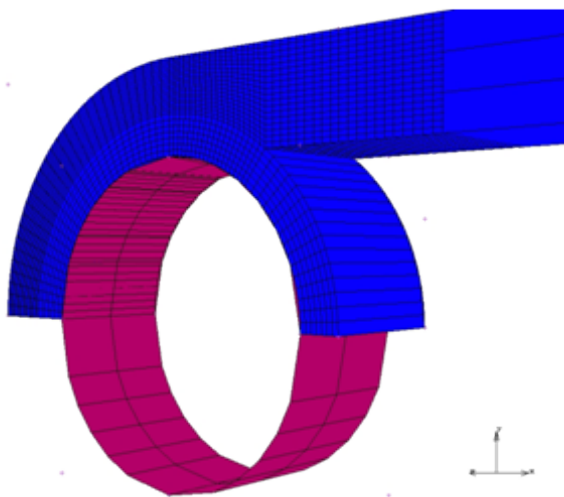
Z uvedených závislostí je zřejmá proporcionální závislost únosnosti oka na jeho tloušťce H . Toto bylo na rozsahu $H = 4.4 \div 5.8$ mm ověřeno experimentálně [68]. S rostoucí šířkou stěny oka Q nastává postupná linearizace závislosti únosnosti oka na jeho vnitřním průměru D (Obrázek 9.14b). Vliv šířky stěny oka Q je významný pouze do určité hodnoty (např. $Q = 4$ mm pro průměr $D = 8$ mm). S rostoucím průměrem D roste vliv šířky stěny oka Q na jeho únosnost (Obrázek 9.14b).

9.5 Ovíjené kolíkové spoje pro tlaková zatížení

V předchozím byly zkoumány ovíjené kolíkové spoje pro tahová zatížení. Ovíjeným kolíkovým spojům pro tlaková zatížení se věnují práce [5],[61]. Byly zde porovnávány různé koncepty vinutí (Obrázek 9.15). Bylo zjištěno, že únosnost ovíjených spojů v tlaku odpovídá přibližně 10% tahové únosnosti. U kříženého vinutí bylo dosaženo přibližně 20% nárůstu únosnosti oproti jednoduchému vinutí (bez křížení). Toto křížení nemělo výrazný vliv na tahovou únosnost. V práci [61] bylo využito těchto analýz při návrhu vahadla celoodpruženého kola (Obrázek 9.17). Pro koncepci jednoduchého vinutí byl testován vliv tloušťek vnitřního a vnějšího vinutí na únosnost spoje (Obrázek 9.18). Na obrázku 9.15 je zobrazen detail sítě konečnoprvkového modelu koncepce jednoduchého vinutí. V simulacích bylo použito modifikované pevnostní kritérium *LaRC04*.



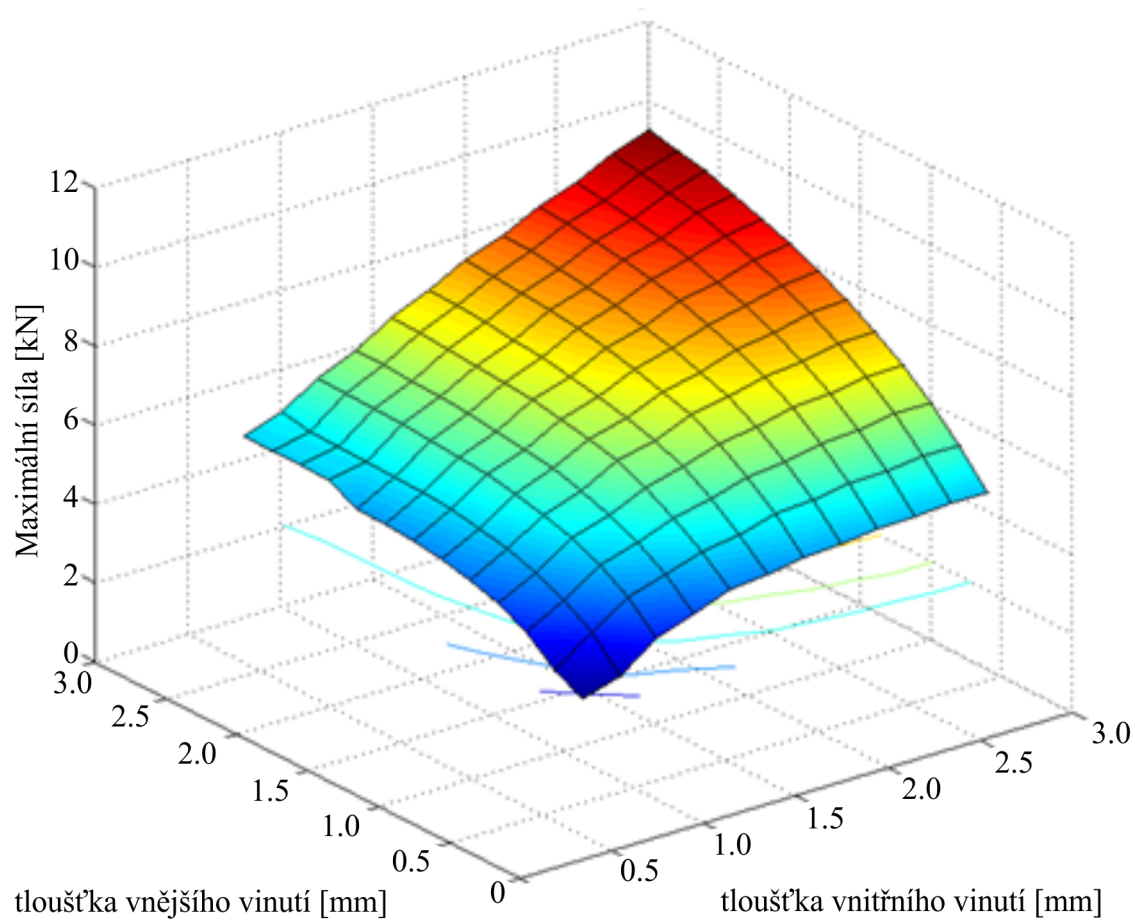
Obrázek 9.15: Rozdílné koncepce vzorků (a) jednoduché vinutí, (b) křížené vinutí, (c) dvojité křížené vinutí [5].



Obrázek 9.16: Model koncepce jednoduchého vinutí [61].



Obrázek 9.17: Vahadlo celoodpruženého kola [61].



Obrázek 9.18: Vliv tlouštěk vinutí na únosnost spoje.

Kapitola 10

Neovíjené kolíkové spoje

Tato kapitola představuje druhý typ kolíkového spoje a to neovíjený kolíkový spoj. Popisuje experimentální vzorky a experimenty a zhodnocuje dosažené výsledky. Nedílnou součástí jsou numerické simulace prvního i konečného porušení odpovídající únosnosti spoje. Získané znalosti jsou shrnuty v metodice pro navrhování kolíkových spojů.

10.1 Experimenty

10.1.1 Vzorky

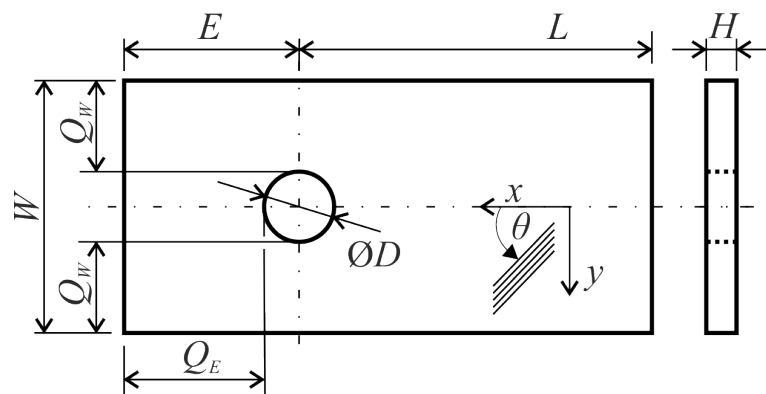
Vnější okraje vzorku byly vyřezány vodním paprskem z laminátové desky. Ta byla tvořena 8 páry vrstev jednosměrového prepregu *HexPly 913C-HTS(12k)* z vysokopevnostních vláken *Tenax HTS 5361* a epoxidové pryskyřice. Díra pro kolík byla vyfrézována, aby bylo dosaženo větší přesnosti a kolík lícoval s dírou. Značení geometrických parametrů je znázorněno na obrázku 10.1. D je průměr kolíku, H je tloušťka vzorku, E je vzdálenost díry od volného konce, W je šířka vzorku, Q_E je šířka stěny v podélném směru, Q_W je šířka stěny v příčném směru, L je délka vzorku a θ je úhel vláken vrstvy vůči podélné ose vzorku. Toto značení bylo zvoleno v souladu s literaturou zabývající se daným tématem.

Průměry kolíků byly $D = 8$ nebo 12 mm. Rozměry E a W byly voleny jako násobky průměru D a to konkrétně pro E/D od 1 do 5 a poměr W/D od 2 do 5, tloušťka H byla ve všech případech stejná $H = 2.3$ mm.

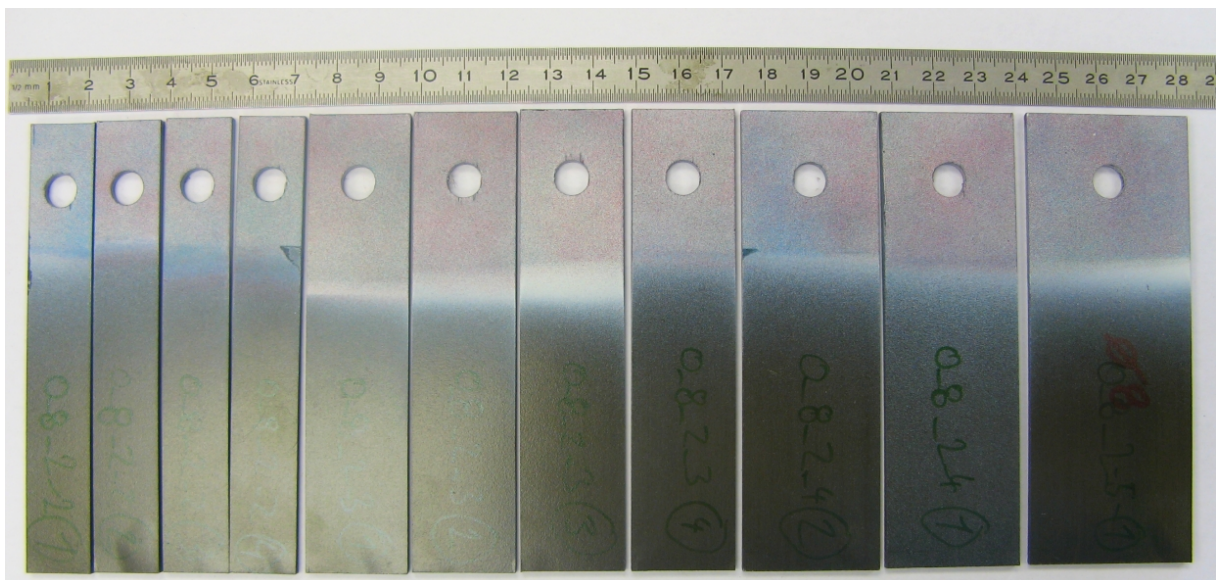
Testovány byly dvě různé skladby vláken vůči podélné ose vzorku a to $[0/-45/45/90]_S$ a $[90/45/-45/0]_S$. Takto vrstvený laminát (označován jako *kvazi-izotropní*) byl vybrán

s ohledem na jiné publikace (např. [16, 17, 38, 99]). Pokud by se jednalo např. o jednosměrový laminát, byla by jeho únosnost výrazně nižší. Na obrázku 10.2 je zobrazena jedna sada vzorků a to s průměrem $D = 8$ mm, poměrem $E/D = 2$ a poměry $W/D = \{2, 3, 4, 5\}$.

Vzorky byly opatřeny náhodnou mapou barevných bodů. Toho bylo využito při vyhodnocování deformací v okolí díry metodou digitální korelace obrazu [28]. Z důvodu většího množství vzorků bylo zavedeno následující značení: $\theta_D_E/D_W/D_cisloVzorku$. Přehledná tabulka s popisem všech těchto vzorků je v příloze 1.



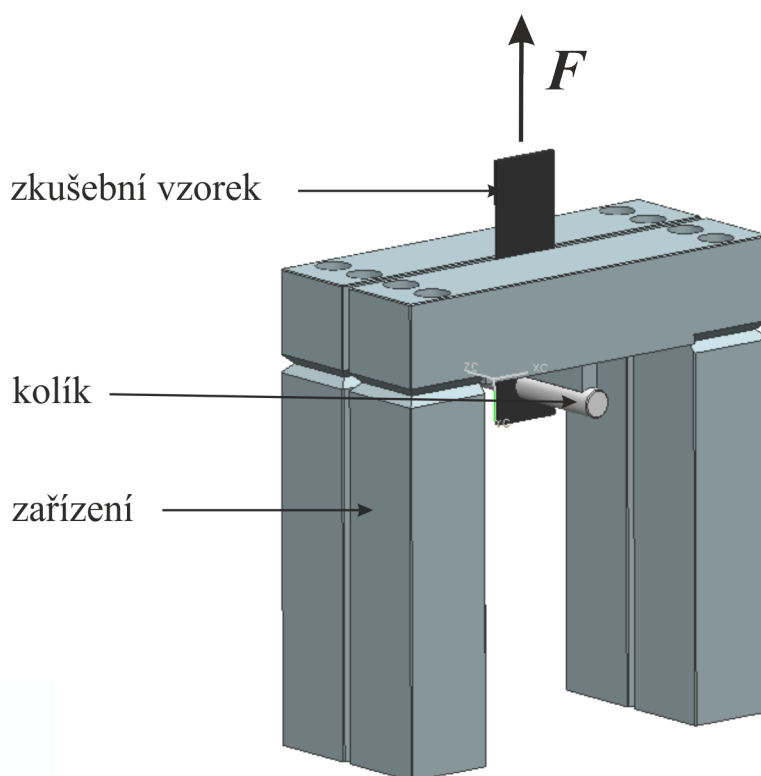
Obrázek 10.1: Geometrické parametry vzorku.



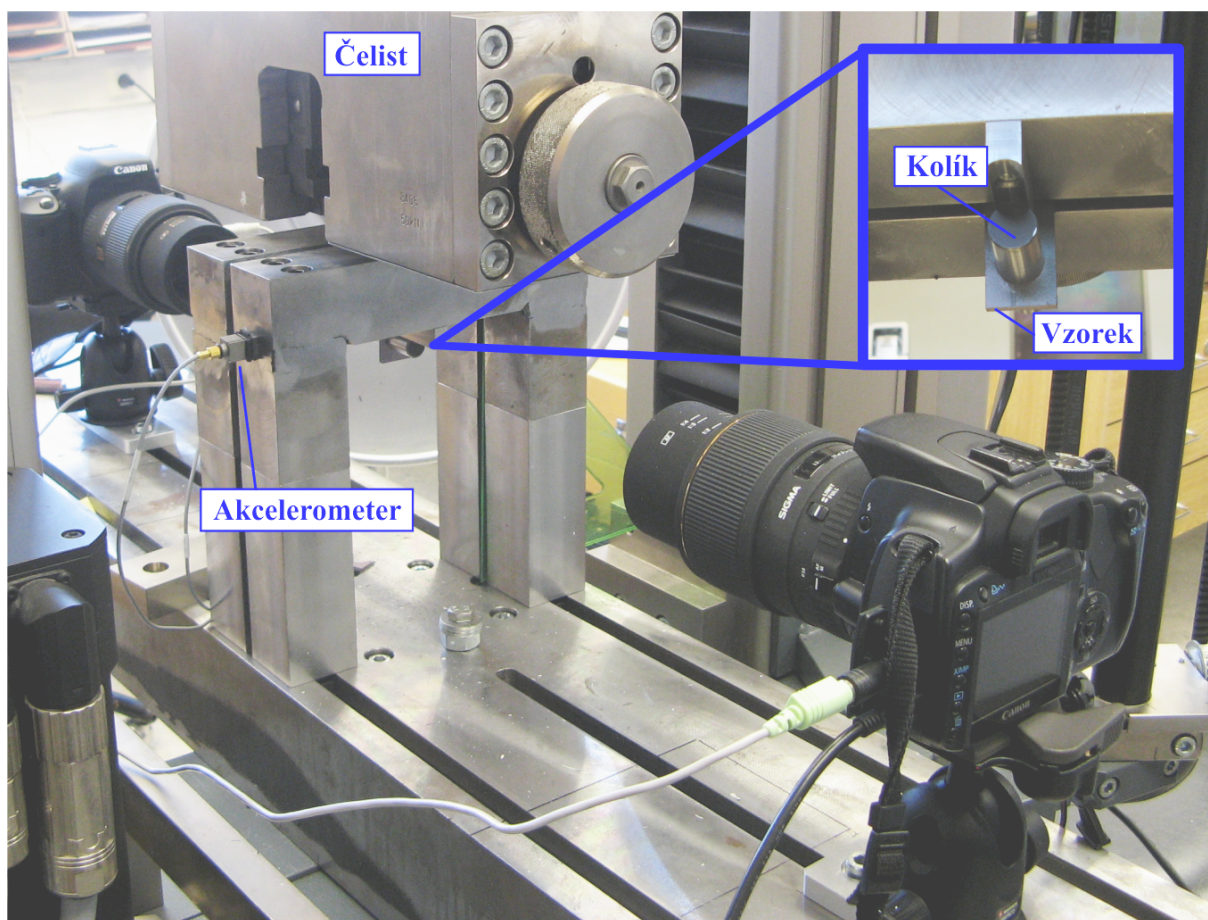
Obrázek 10.2: Experimentální vzorky ($D = 8$ mm, $E/D=2$ a $W/D=\{2,3,4,5\}$).

10.1.2 Zatěžování

Vzorky byly zatěžovány tahem na zkušebním stroji *Zwick/Roell Z050* rozšířeném o zařízení, které umožňuje zatěžování kolíkových spojů. Toto zařízení bylo navrženo v [28] a jeho model je prezentován na obrázku 10.3. Výhodou tohoto zařízení oproti běžnému příslušenství je, že jeho konstrukce nebrání ve výhledu na okolí kolíku, kde dochází k porušení materiálu. Bylo tedy možné sledovat okolí kolíku v průběhu celého zatěžování. K pořizování digitálních obrazů byly použity dva fotoaparáty, každý pro jednu stranu vzorku. Všechny experimenty byly monitorovány kromě digitálních fotoaparátů také dvěma akcelerometry za účelem identifikace prvního porušení. Rychlost zatěžování (posuv příčnicku) byla $v = 0.5$ mm/min. Záznam z trhacího stroje, pořizování digitálních fotografií i záznam z akcelerometrů byly synchronizovány v čase pomocí programu vytvořeného v systému *Lab View*. Na obrázku 10.4 je zobrazeno celé experimentální zařízení.



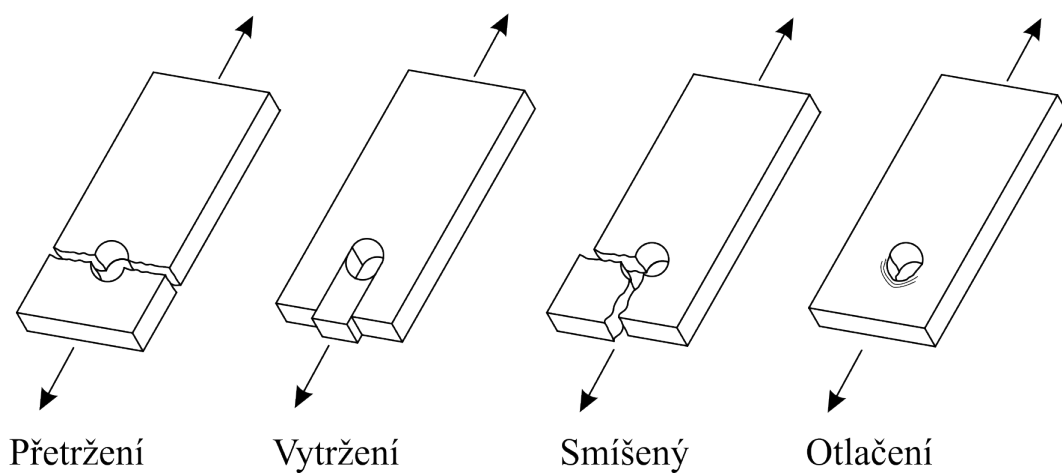
Obrázek 10.3: Model zařízení pro testování kolíkových spojů [28].



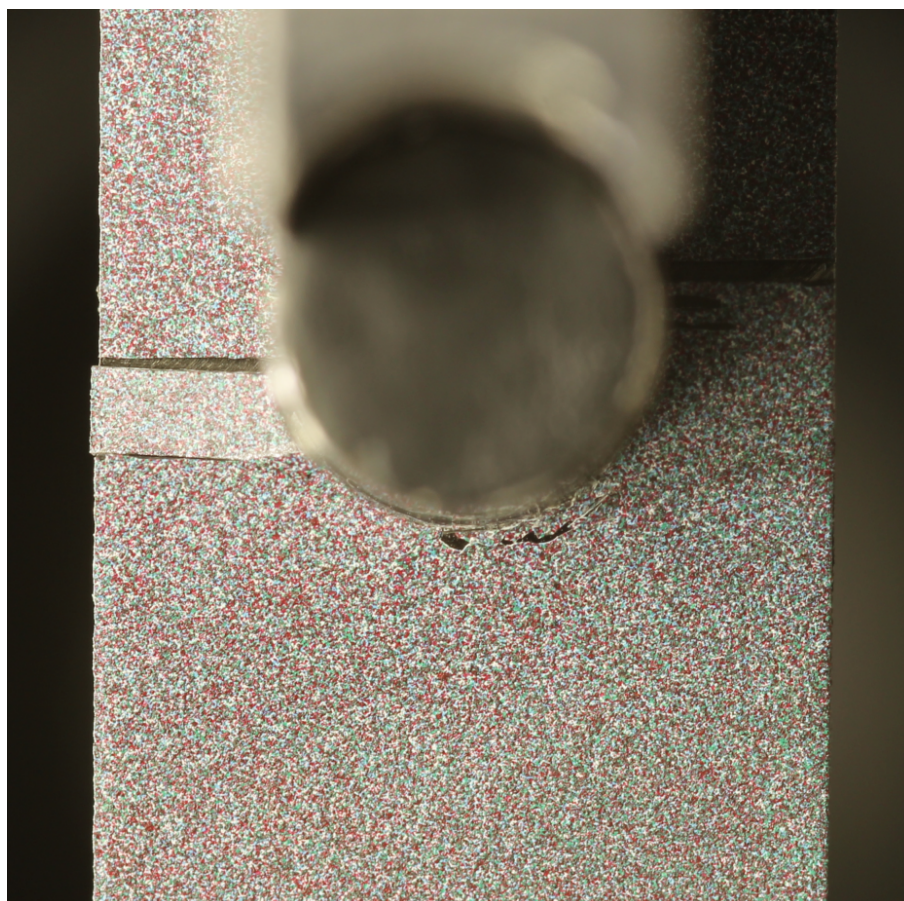
Obrázek 10.4: Experimentální zařízení.

10.1.3 Módy konečného porušení

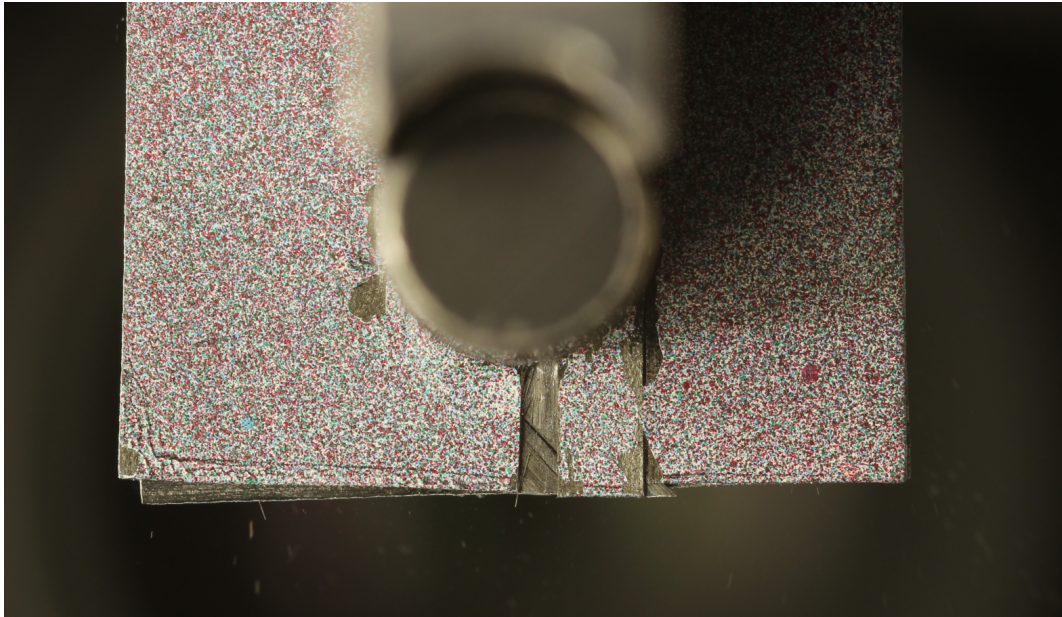
U výše popsáných neovíjených kolíkových spojů lze dosáhnout čtyř základních módů porušení: přetržení (*Net-tension*), vytržení (*Shear-out*), smíšený (*Mixed*) a otláčení (*Bearing*). Všechny uvedené módy jsou znázorněny na obrázku 10.5. Mód konečného porušení ovlivňuje mnoho faktorů. Mezi nejdůležitější patří geometrie zkušební vzorku, průměr kolíku, složení kompozitu apod. V neposlední řadě hraje významnou roli i symetrie zatěžení, která se nejvíce projeví při porušení módem *přetržení*. Z výše uvedených faktorů bylo při experimentech dosaženo módů *přetržení* (Obrázek 10.6), *vytržení* (Obrázek 10.7) a především *otlačení* (Obrázek 10.8).



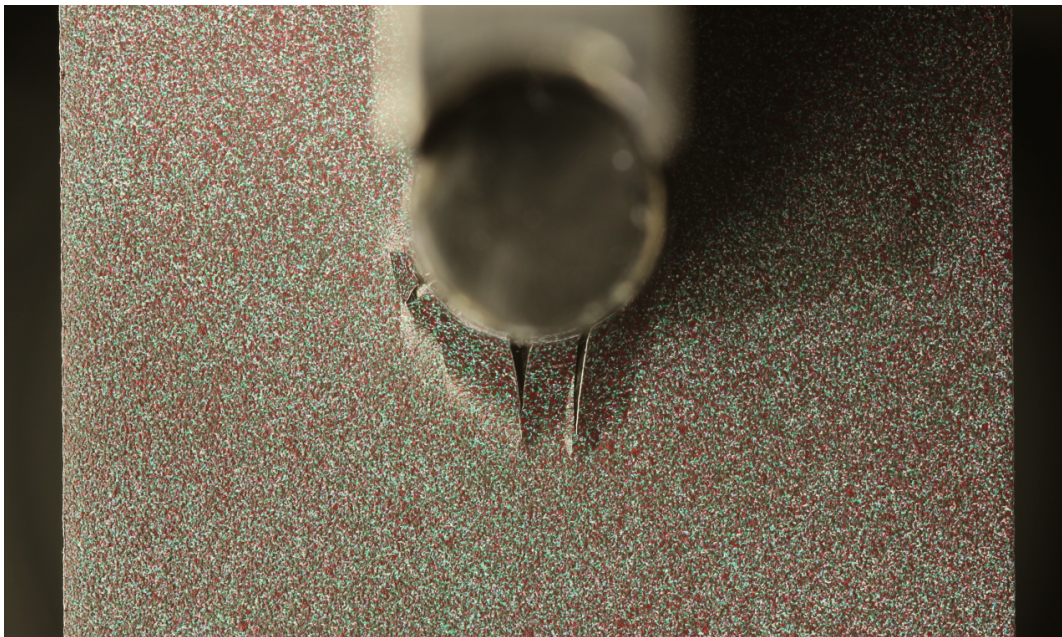
Obrázek 10.5: Módy konečného porušení při zatěžování kompozitové desky kolíkovým spojem.



Obrázek 10.6: Mód porušení *přeřzení* u vzorku 90_8_4_2.1.



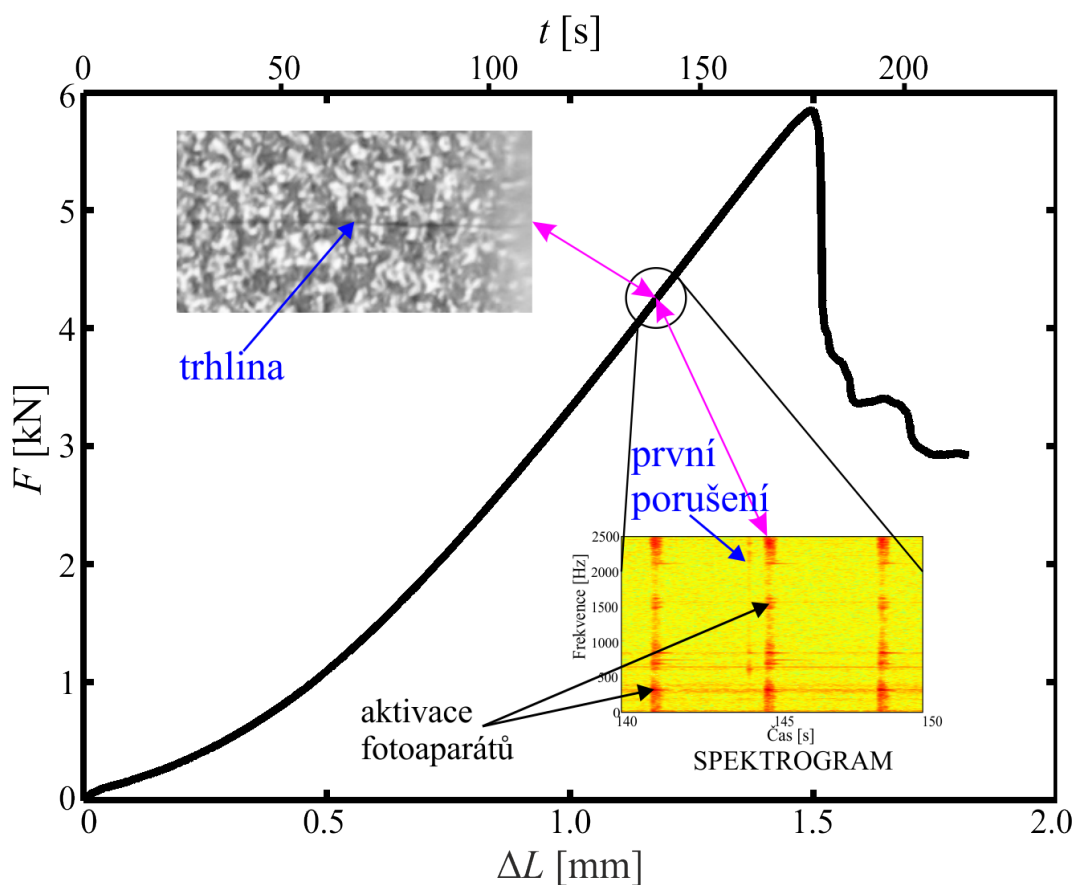
Obrázek 10.7: Mód porušení *vytržení* u vzorku 0_8.1.3.1.



Obrázek 10.8: Mód porušení *otlačení* u vzorku 0_8.4.3.1.

10.1.4 První porušení

První porušení nebylo zřejmé ze záznamu síly a prodloužení (Obrázek 10.9). Z toho důvodu byly všechny experimenty monitorovány kromě dvojice digitálních fotoaparátů také dvěma akcelerometry, které měly zaznamenat zrychlení související s porušením provázející akustickou emisí. Vzhledem k umístění fotoaparátů na pevné součásti stroje akcelerometry zaznamenávaly i buzení způsobené uzávěrkami fotoaparátů. To byl problém v případě, kdy k buzení od porušení došlo v okamžiku buzení od fotoaparátu, které dosahovalo větších amplitud a tudíž "zakrývalo" buzení od porušení.

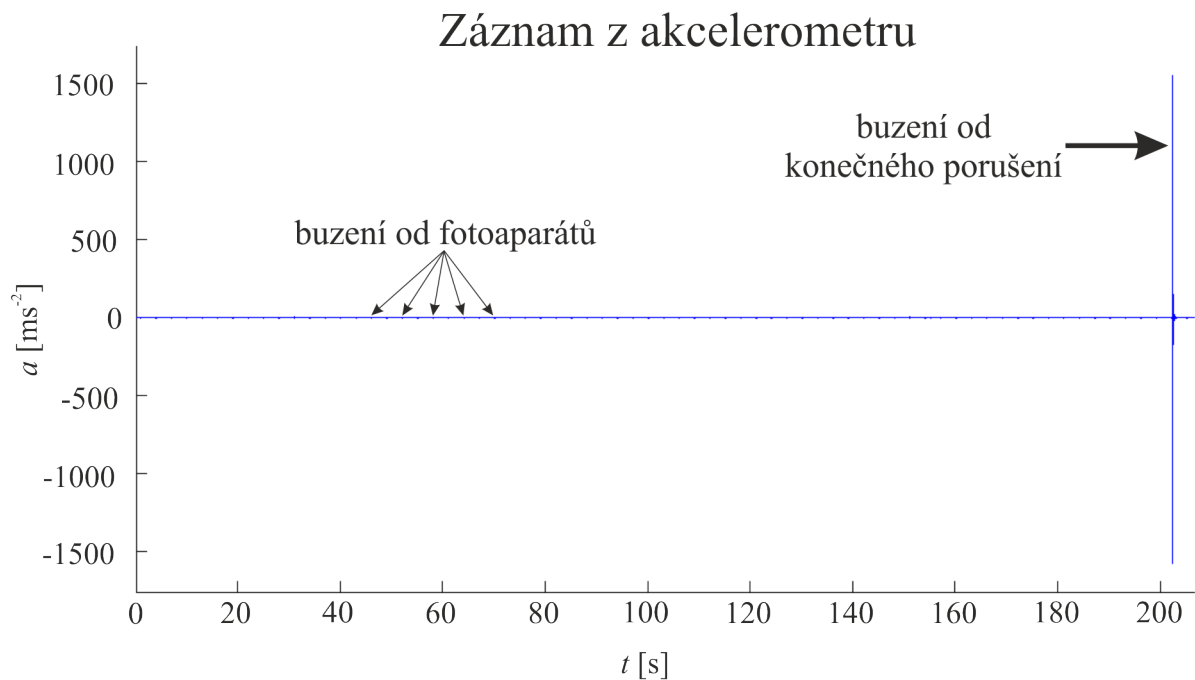


Obrázek 10.9: Záznam síly na prodloužení u vzorku 90_8.4.2.1 [8].

Pomocí akcelerometrů se podařilo nalézt první porušení pouze u 34% vzorků [28]. To bylo způsobeno jak zmíněným překrytím záznamů, tak i tím, že ne vždy docházelo k porušení provázeném akcelerometry zaznamenanou akustickou emisí. Na obrázku 10.9 je ukázka nalezení prvního porušení (resp. prvního zaznamenaného porušení). Na fotografii je detail vzorku s trhlinou, která byla pořízena krátce po jejím vzniku. Na fotografii,

kteřá byla pořizena o snímek dříve, žádná trhlinka viditelná nebyla. Buzení od porušení bylo v tomto případě odhaleno na spektrogramu vytvořeného použitím krátkodobé Fourierovy transformace.

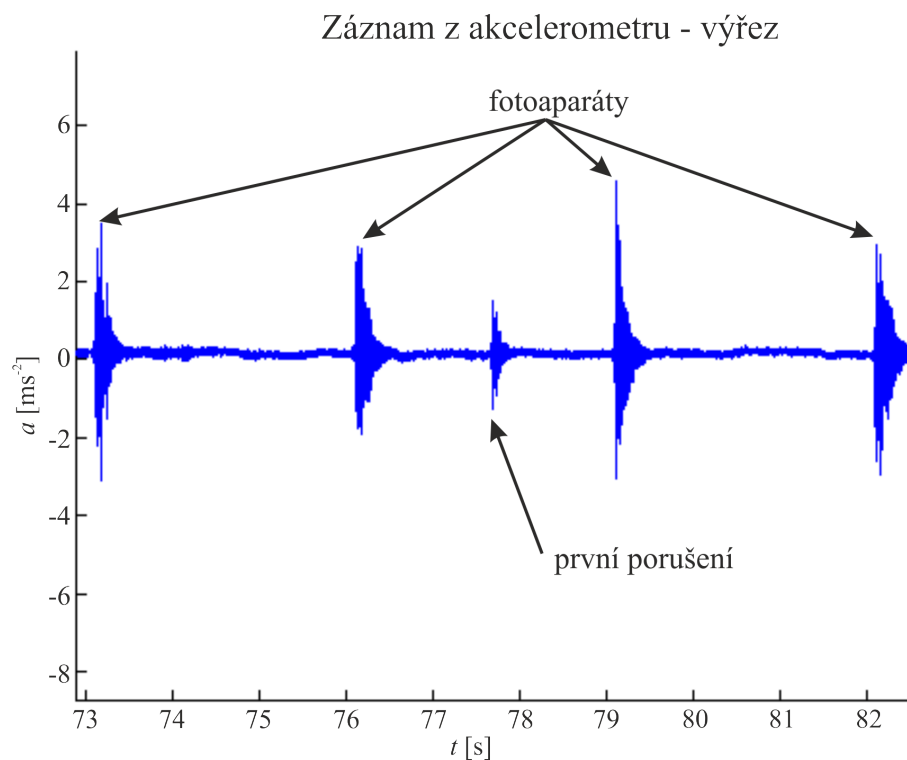
Z obrázku 10.10 je patrný celý záznam z akcelerometru až do konečného porušení vzorku. Na obrázku 10.11 je ukázán výřez ze záznamu z akcelerometru v úseku, kdy došlo k prvnímu porušení. Záběry z vytvořené animace zobrazující fotografie okolí kolíku (zadní i přední pohled) v závislosti na poloze v tahovém diagramu jsou ukázány na obrázcích 10.12 až 10.15.



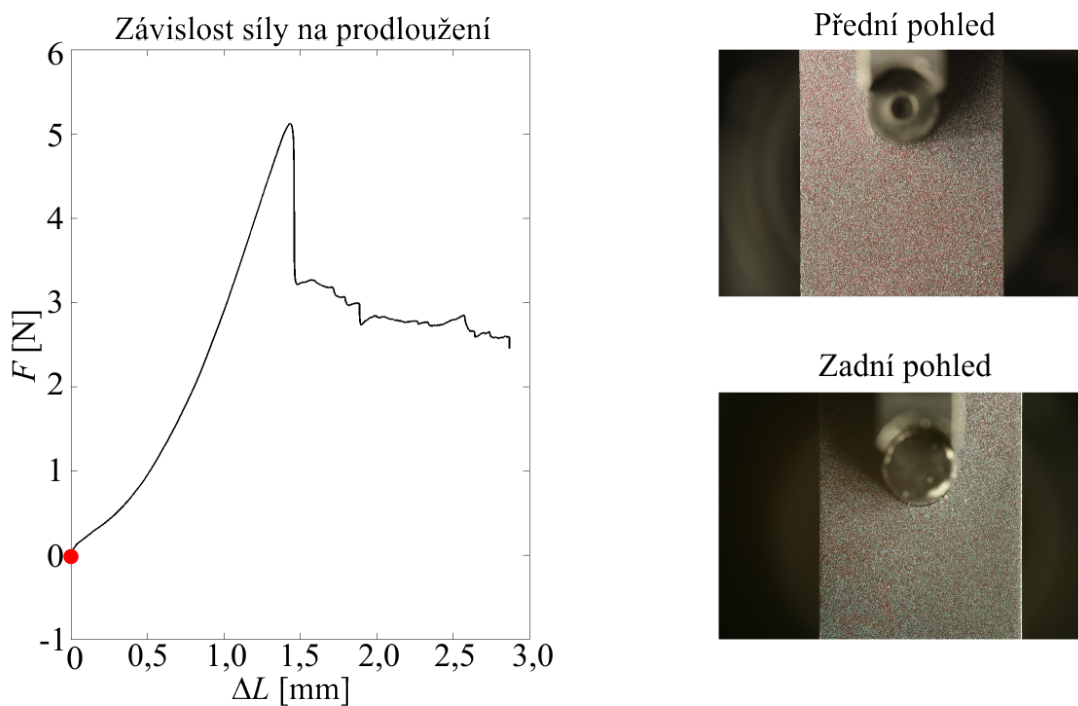
Obrázek 10.10: Záznam z akcelerometru v průběhu celého jednoho testu [28].

10.1.5 Vyhodnocení deformací

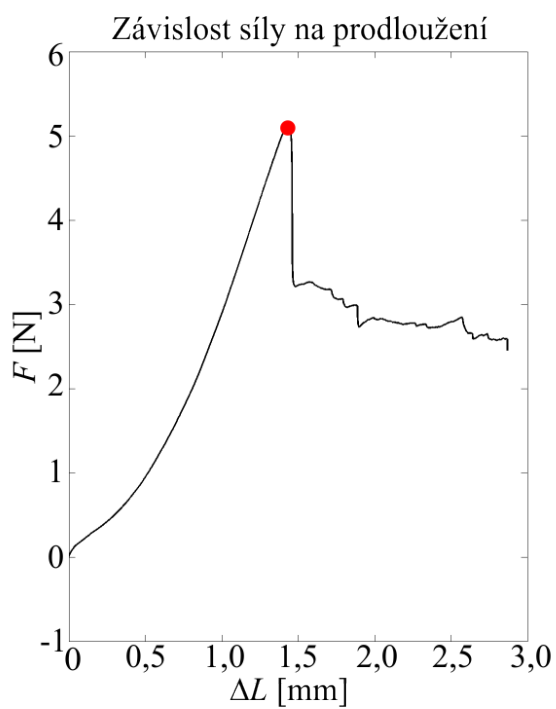
K vyšetření pole deformací byla použita metoda digitální korelace obrazu [28, 36, 92]. Jedná se o optickou bezkontaktní metodu sloužící k určení posuvů a deformací na rovinném či prostorovém tělese. Tato metoda je založena na korelaci (vzájemném porovnání) počátečního (referenčního) a deformovaného obrazu vzorku. Na vzorky byla aplikována mapa náhodných barevných bodů (Obrázek 10.2). K vyhodnocování pole posuvů a deformací metodou digitální korelace obrazu byl použit program *MLOC*, jehož autorem je



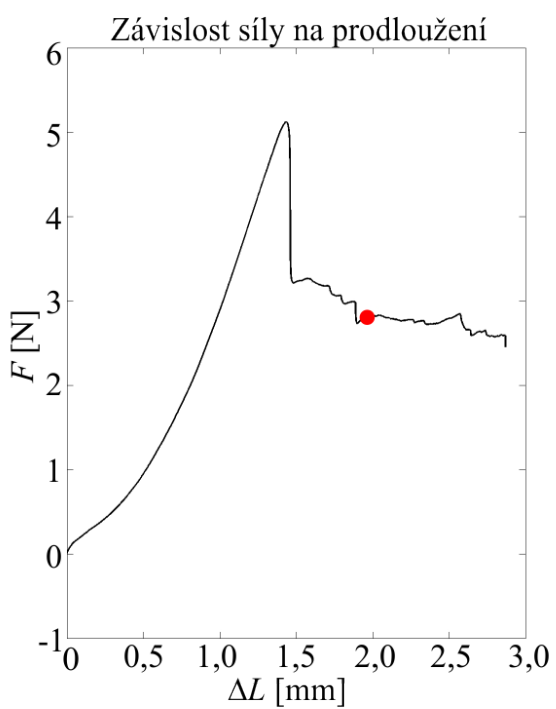
Obrázek 10.11: Výřez ze záznamu z akcelerometru [28].



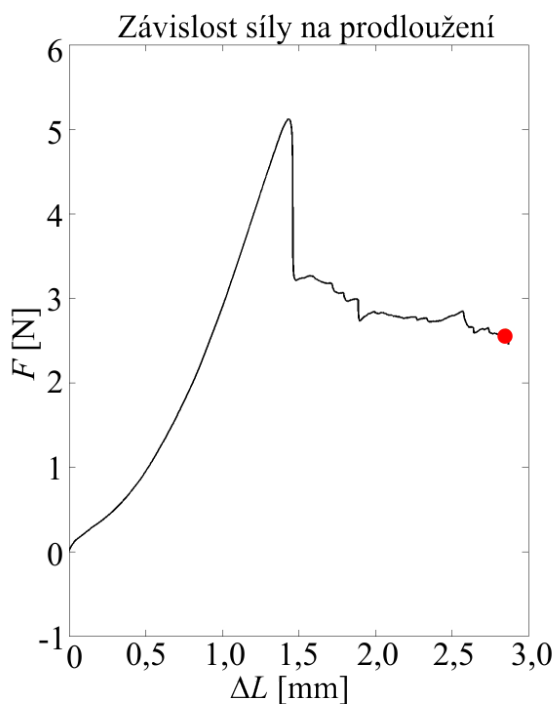
Obrázek 10.12: Porušení vzorků v závislosti na pozici v tahovém diagramu.



Obrázek 10.13: Porušení vzorků v závislosti na pozici v tahovém diagramu.



Obrázek 10.14: Porušení vzorků v závislosti na pozici v tahovém diagramu.



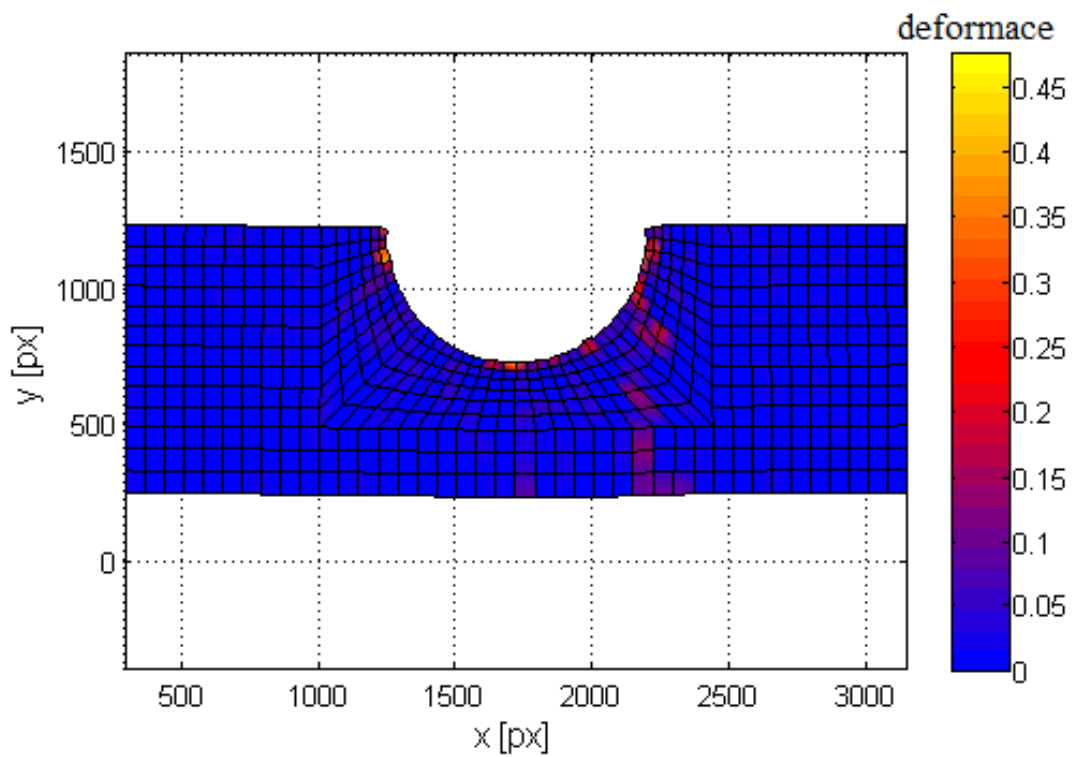
Obrázek 10.15: Porušení vzorků v závislosti na pozici v tahovém diagramu.

R. Zemčik z Katedry mechaniky Západočeské univerzity v Plzni. Aby bylo možné experimentálně získané deformace porovnat s numerickými simulacemi, byla vytvořena síť bodů [1, 2], ve kterých se vyhodnocovaly posuvy tak, aby byla shodná s výpočtovou sítí použitou při numerických simulacích. Na obrázku 10.16 je zobrazeno experimentálně zjištěné pole deformací těsně před konečným porušením. Tímto bylo možné nalézt trhliny na povrchu vzorku (Obrázek 10.17), které by jinak byly téměř neodhalitelné. Byly odhaleny až při velmi detailním prozkoumání.

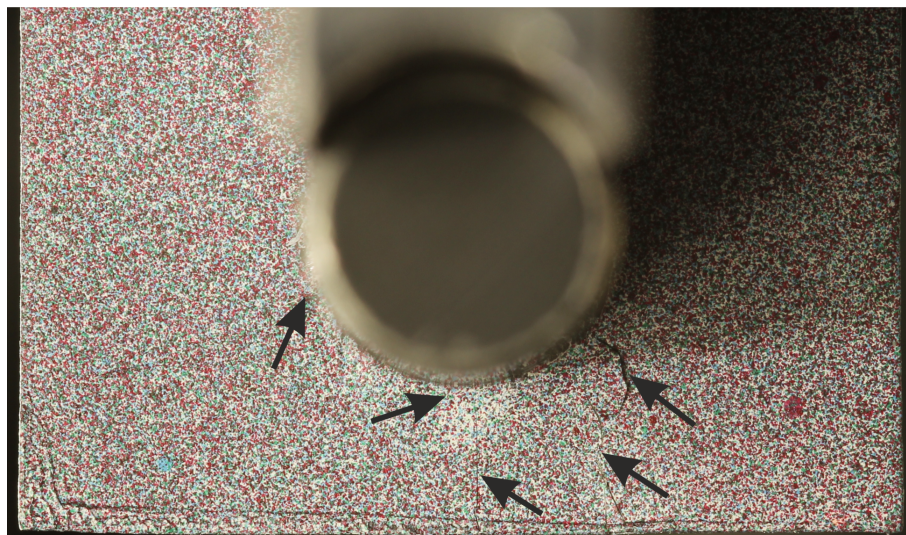
10.1.6 Výsledky experimentů

Jak bylo v úvodu kapitoly zmíněno, únosnost spoje je ovlivňována mnoha faktory. Mezi nejvýznamnější patří geometrie spoje. Velikost geometrických parametrů spoje je rozhodující i pro mód konečného porušení.

Mód *přetržení* nastal v případě vzorků s poměrem $E/D = 1$ při skladbě vrstev s vnější vrstvou s vlákny kolmo na směr zatěžování ($[90/45/-45/0]_S$). Mód *vytržení* (smykový mód) nastal také pouze v případě vzorků s poměrem $E/D = 1$, ale při skladbě s vnější vrstvou s vlákny ve směru zatěžování ($[0/-45/45/90]_S$). U těchto dvou módů často docházelo

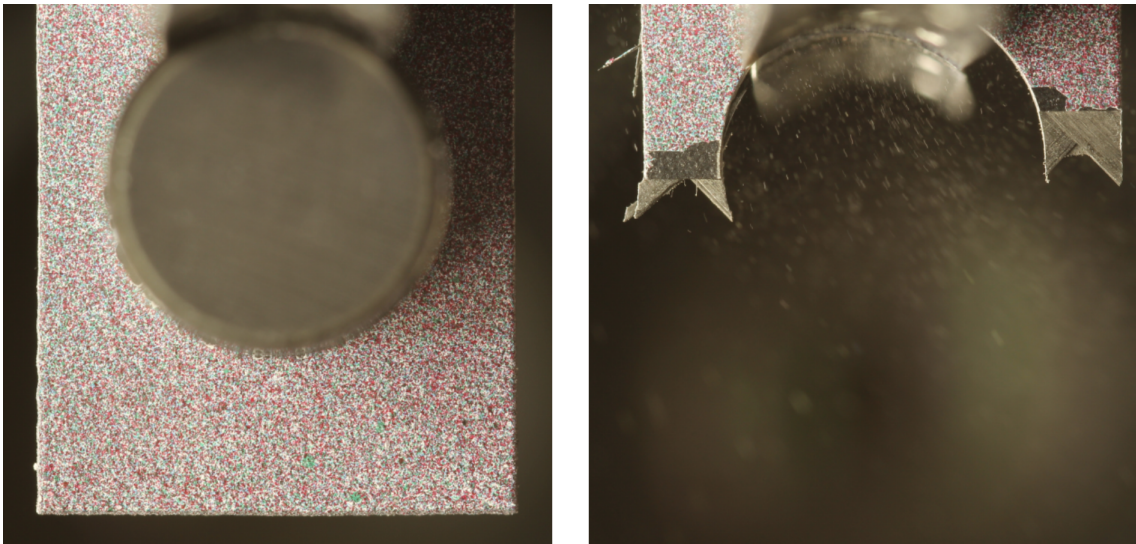


Obrázek 10.16: Pole deformací určené metodou digitální korelace obrazu [3].



Obrázek 10.17: Trhliny těsně před konečným porušením [3].

k rozsáhlému porušení vzorku vedoucímu až k odpadnutí kolíku (Obrázek 10.18). U módu *otlačení* k tomuto nedocházelo, i proto se toto porušení jeví jako vhodnější možné porušení. Dalším faktorem je, že tomuto módu odpovídá i největší únosnost spoje, jak je zřejmé z dalších výsledků. Je tedy třeba nalézt takové minimální hodnoty geometrických parametrů, při kterých již nastane mód *otlačení*. V tomto případě to byly hodnoty poměrů $E/D = 2$ a $W/D = 2$ pro vnější vrstvu $\theta = 0^\circ$ (Obrázek 10.19 a 10.21) a $E/D = 2$ a $W/D = 3$ pro vnější vrstvu $\theta = 90^\circ$ (Obrázek 10.21 a 10.22). V případě, že nastal mód *otlačení*, neměla skladba vrstev vliv na velikost únosnosti. Nejvyšší únosnosti neovíjeného kolíkového spoje bylo dosaženo pro poměr $E/D = 2$ a to pro obě testované skladby vláken ($[0/-45/45/90]_S$ a $[90/45/-45/0]_S$). Další zvyšování poměrů E/D a W/D nevedlo ke zvýšení únosnosti.

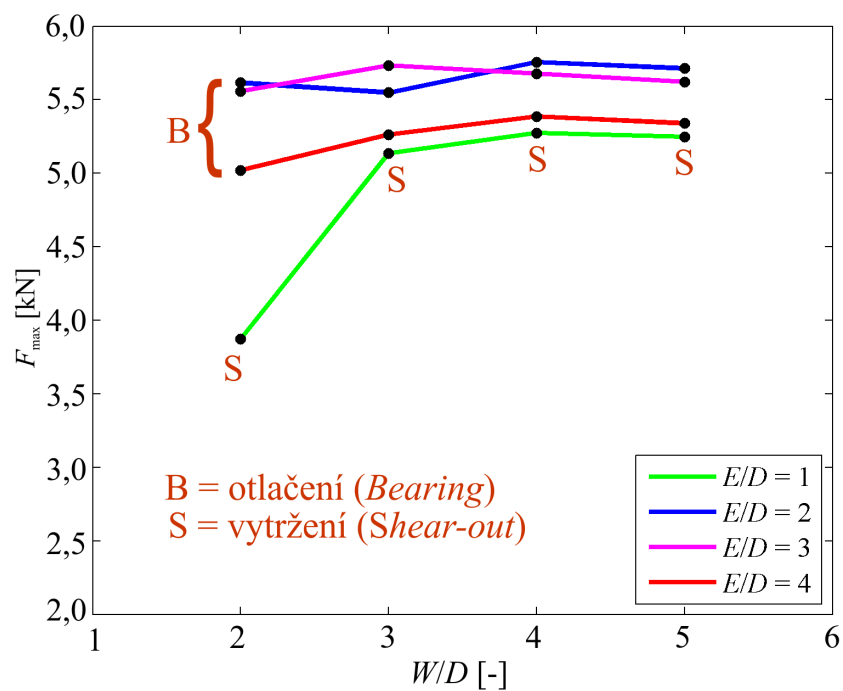


Obrázek 10.18: Vzorek 90_12_1_1,5_4 těsně před porušením (vlevo) a po porušení (vpravo).

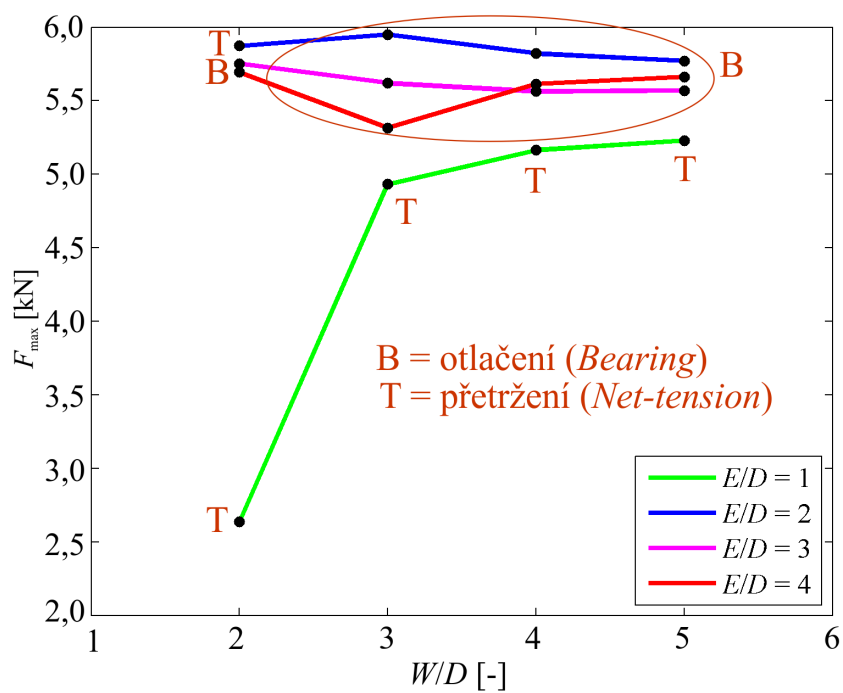
10.2 Numerické simulace

10.2.1 První porušení

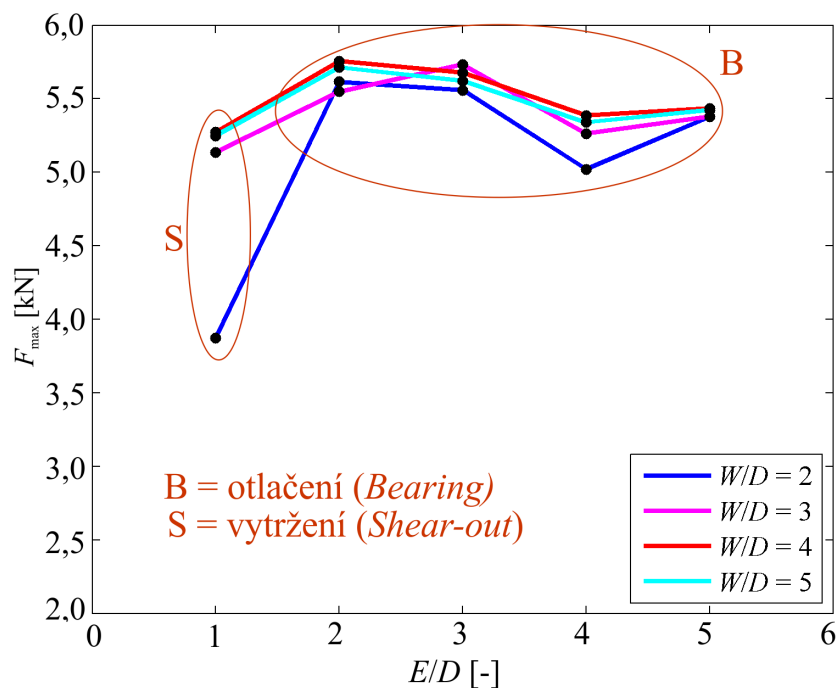
Numerické simulace, v nichž bylo vyšetřováno pouze první porušení, byly provedeny v konečnoprvkovém systému *MSC.Marc* [28]. Kolík byl modelován jako poddajné těleso a mezi ním a deskou byl definován kontakt. Tření nebylo uvažováno. Pro predikci porušení zde bylo použito kritérium *Puck* pro prostorovou napjatost, které bylo do systému imple-



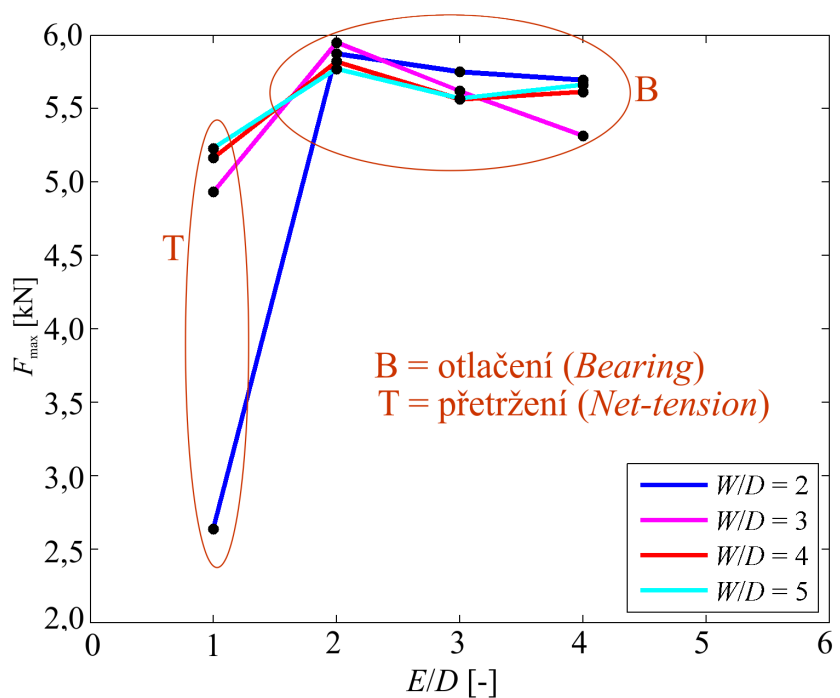
Obrázek 10.19: Únosnost kolíkového spoje se skladbou $[0/-45/45/90]_s$ [8].



Obrázek 10.20: Únosnost kolíkového spoje se skladbou $[90/45/-45/0]_s$ [8].

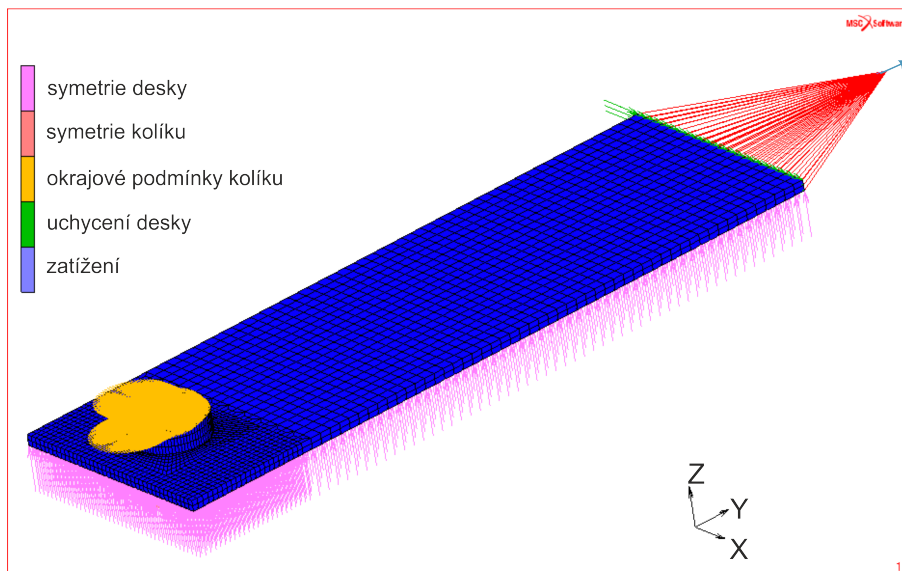


Obrázek 10.21: Únosnost kolíkového spoje se skladbou $[0/-45/45/90]_S$ [8].

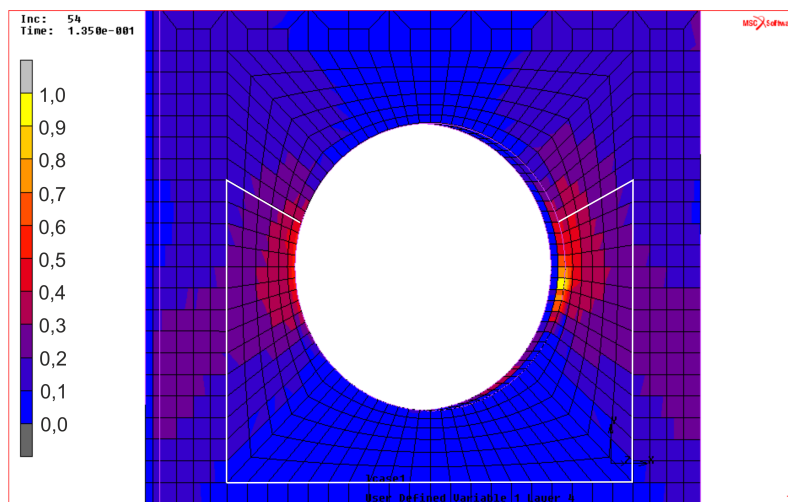


Obrázek 10.22: Únosnost kolíkového spoje se skladbou $[90/45/-45/0]_S$ [8].

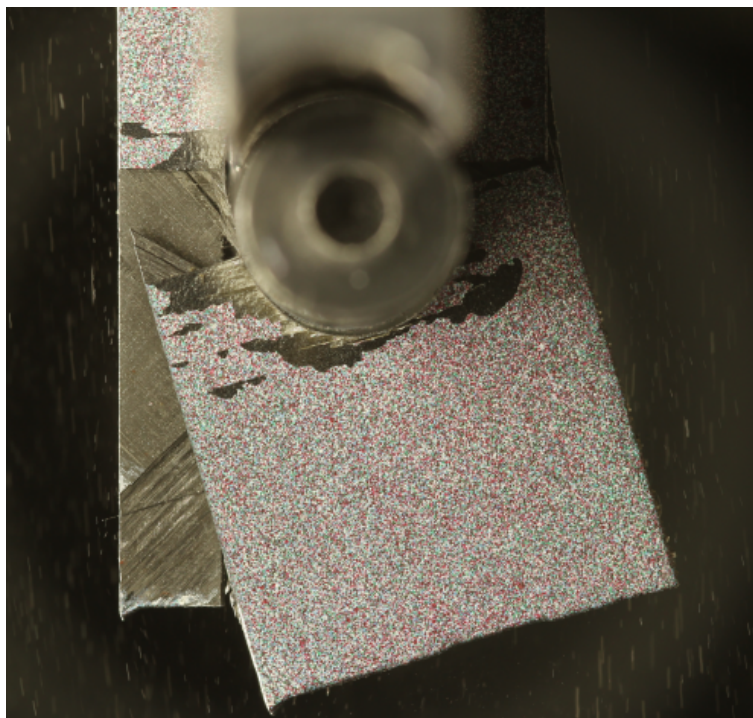
mentováno [28]. Na obrázku 10.23 jsou zobrazeny okrajové podmínky konečnoprvkového modelu. Rozložení indexu porušení je znázorněno na obrázku 10.24. První porušení byla identifikována mezi 10-25% z únosnosti. Průměrná chyba mezi experimenty a simulacemi byla 12,8%.



Obrázek 10.23: Okrajové podmínky numerického modelu pro analýzy prvního porušení.



Obrázek 10.24: Rozložení indexu porušení kritéria *Puck* v případě prvního porušení.

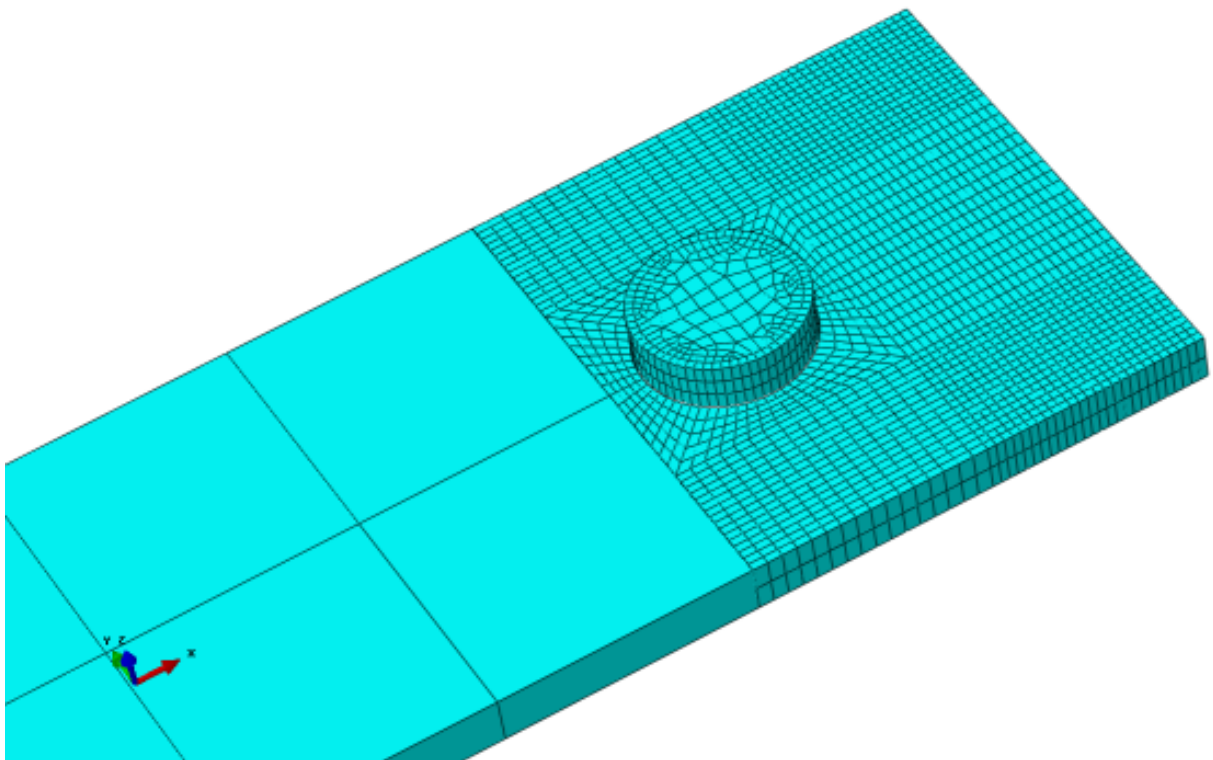


Obrázek 10.25: Delaminace vrstev u vzorku s označením 0_8_1_2_2.

10.2.2 Konečné porušení

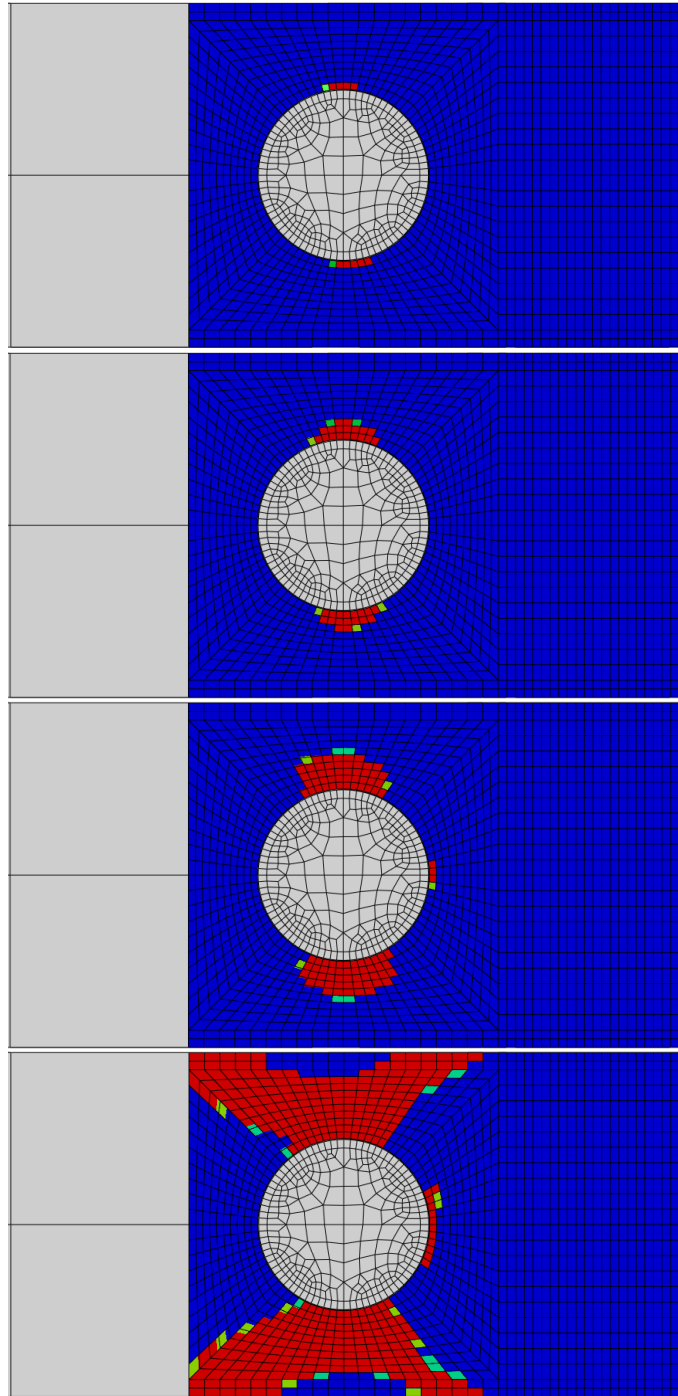
Kritéria porušení dokázala predikovat první porušení. Uvedeným přístupem však nebylo možné určit konečné porušení a tedy zkoumanou únosnost spoje. K simulaci konečného porušení byl zvolen přístup postupného porušování (viz. kapitola 6.3). Vzhledem ke křehkému chování kompozitu byla zvolena tzv. okamžitá degradace. Pro numerické simulace postupného porušování byl využit konečnoprvkový systém *Abaqus*, a to především z důvodu jeho větší otevřenosti a ovladatelnosti pomocí skriptů v programu *Python*. Nelineární materiálový model (kapitola 6) i model postupného porušení (kapitola 6.3) byly do systému implementovány pomocí subroutiny *UMAT*.

V programu *Python* byl vytvořen skript, pomocí kterého byl parametricky vytvářen třídímní numerický model spoje. Síť (Obrázek 10.26) byla tvořena šestistěnnými prvky s osmi uzly (v systému *Abaqus* označovanými jako *C3D8*), jímž byla přiřazena vlastnost vrstveného materiálu (*Composite layups*). Kolík byl (shodně s modelem spoje pro první porušení) modelován jako poddajné těleso a mezi ním a deskou byl definován kontakt. Pro vyhodnocování porušení v procesu postupného porušování byla testována kritéria *maximálních napětí* a *Hashin* kritérium. Výsledky simulací s těmito kritérii



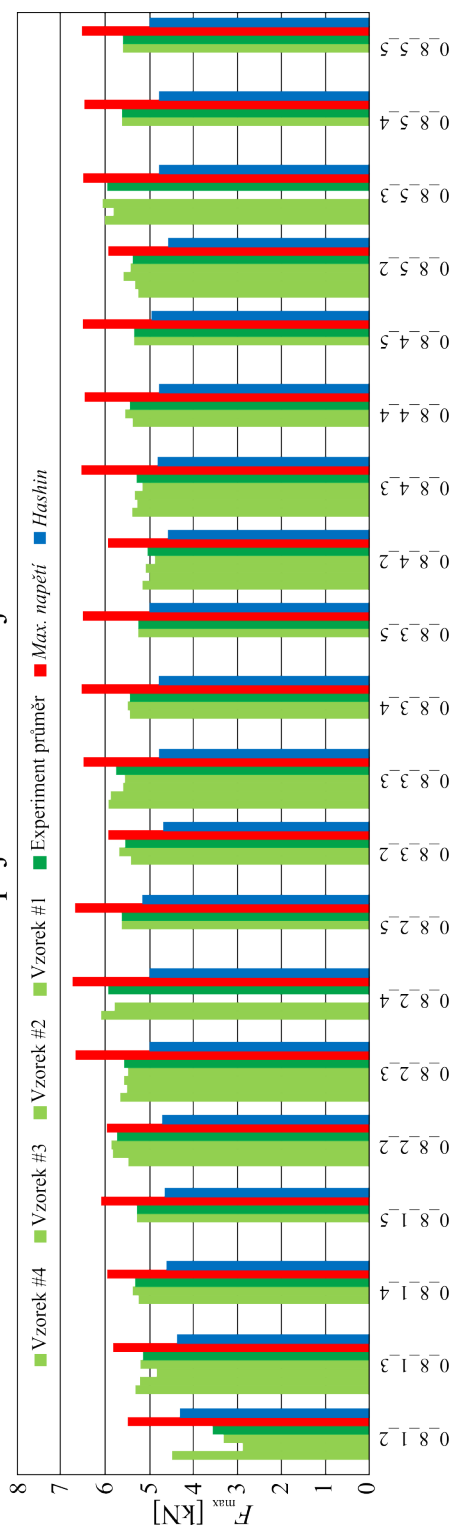
Obrázek 10.26: Detail sítě konečnoprvkového modelu.

jsou uvedeny v tabulce 12.2 (Příloha 2). Jsou zde uvedeny i chyby mezi experimentem a numerickými simulacemi. U vzorků s označením 0_8_1_2 a 90_8_1_2 byla zjištěna výrazná neshoda simulací s experimenty. To bylo způsobeno zřejmě tím, že u těchto vzorků docházelo k výrazné delaminaci (Obrázek 10.25), která nebyla modelována. Tyto vzorky totiž měly nejmenší rozměry mezi dírou pro kolík a okraji vzorku. Nosná plocha mezi vrstvami laminátu tudíž byla relativně malá a tedy k delaminaci více náchylná. U ostatních vzorků delaminace výrazná nebyla. Průměrná chyba všech vzorků (vyjma s označením 0_8_1_2 a 90_8_1_2) pro případ kritéria *maximálních napětí* byla 15% a pro kritérium *Hashin* 13%. Kritérium *Hashin* je na rozdíl od kritéria *maximálních napětí* na straně vyšší bezpečnosti (porušení je predikováno dříve než k němu ve skutečnosti dochází). Grafické znázornění výsledků porovnání experimentů a numerických simulací je na obrázku 10.28. Na obrázku 10.27 je ukázka rozvoje porušení vzorku. Jedná se o vrstvu laminátu s úhlem $\theta = 90^\circ$ u vzorku s označením 0_8_2_2.

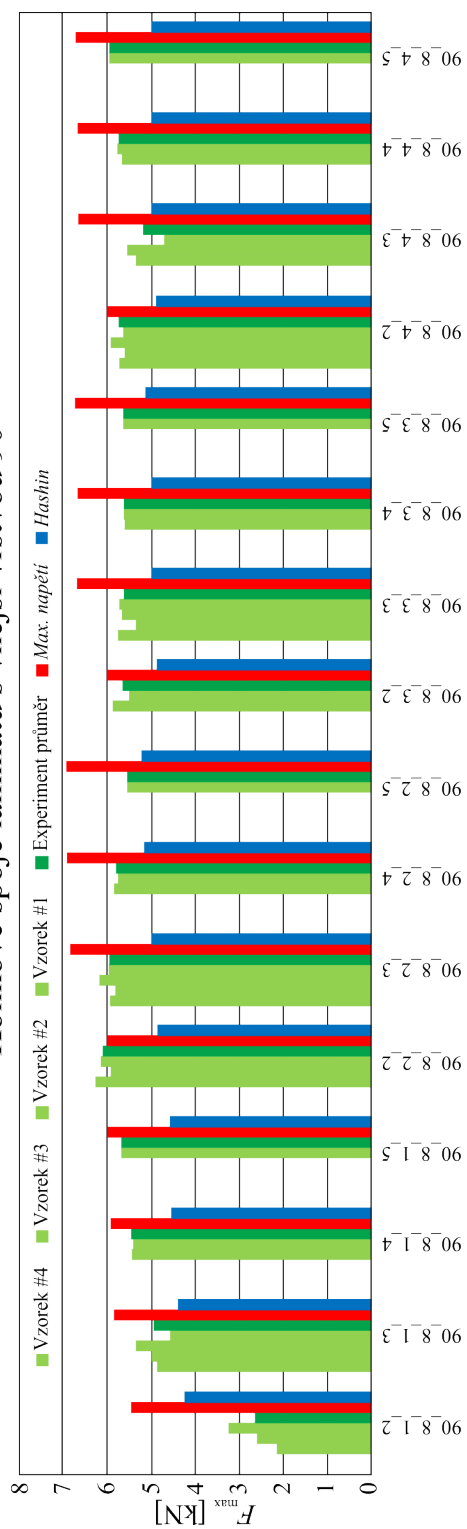


Obrázek 10.27: Rozvoj porušení ve vrstvě s úhlem $\theta = 90^\circ$.

Kolíkové spoje laminátu s vnější vrstvou 0°



Kolíkové spoje laminátu s vnější vrstvou 90°



Obrázek 10.28: Grafické znázornění výsledků pro vzorky s označením 0_8_1... a 90_8_1...

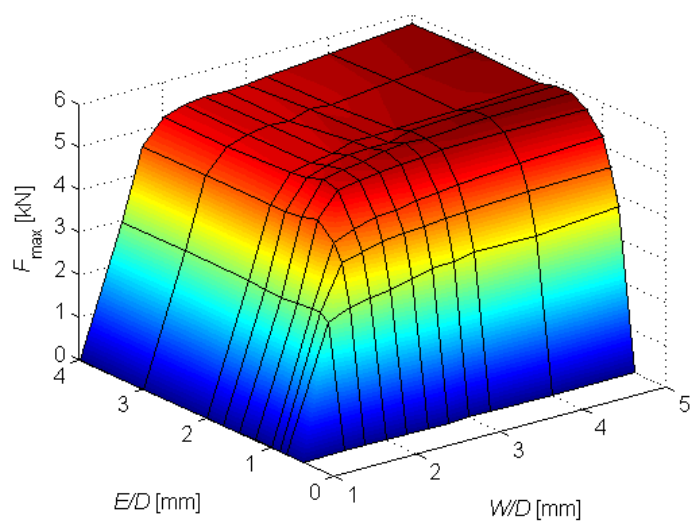
10.3 Vliv geometrických parametrů na únosnost

Vliv geometrických parametrů neovíjeného kolíkového spoje na jeho únosnost byl analyzován sérií výše popsaných numerických simulací. V modelu postupného porušování bylo použito kritérium *Hashin*. Byly zkoumány vlivy poměrů E/D a W/D , průměru D , tloušťky H a šířek Q_W a Q_E . Tloušťky vzorků byly voleny jako násobky tloušťky jedné vrstvy prepregu ($H_p = 0.145$ mm), přičemž skladba vláken zůstala stejná.

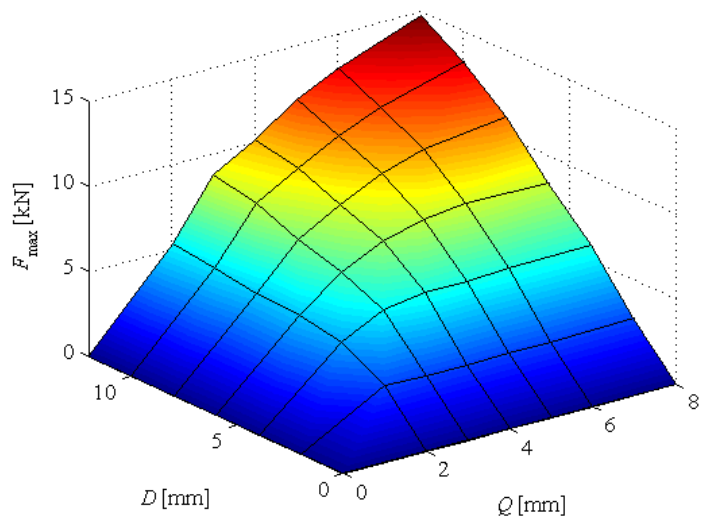
Vliv velikosti poměrů E/D a W/D na únosnost spoje je znázorněna na obrázku 10.29 pro skladbu vláken $[0/ - 45/45/90]_S$. Jedná se o analýzy s konstantním průměrem $D = 8$ mm a konstantní tloušťkou $H = 2.3$ mm. Tento graf odpovídá testovaným parametrům v experimentech kapitoly 10.1.6, resp. v grafech na obrázcích 10.19 a 10.21 a respektuje experimentálně zjištěné závislosti geometrických parametrů spoje na jeho únosnost.

V následujících grafech jsou uvažovány vzorky stejných šířek stěn v podélném Q_E a příčném směru Q_W označených shodně s označením šířky stěny Q u ovíjených kolíkových spojů $Q_E = Q_W = Q$. Geometrické parametry byly testovány v rozsahu, který je zřejmý z příslušných grafů (Obrázky 10.30 až 10.32). Hodnoty konstantních parametrů jsou uvedeny v názvu obrázku.

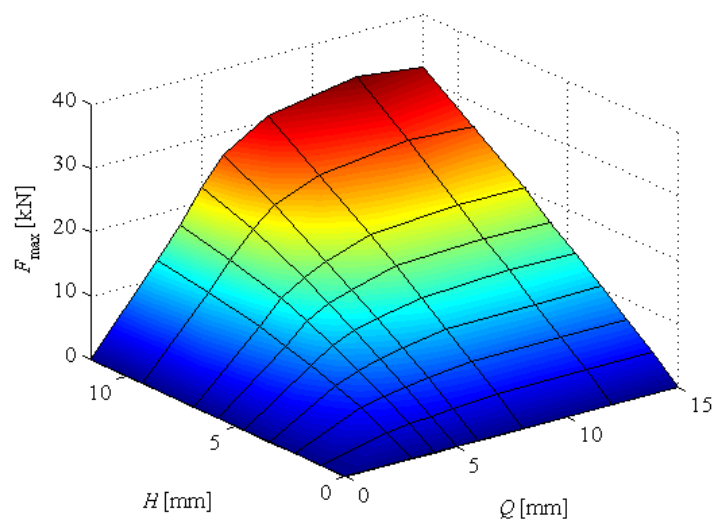
Z uvedených závislostí je zřejmé, že s rostoucí šířkou stěn Q nastává postupná lineari-
zace závislosti únosnosti neovíjeného kolíkového spoje na jeho tloušťce H (Obrázek 10.31) i na jeho průměru D (Obrázek 10.30). S rostoucím průměrem D roste vliv šířek stěn Q na jeho únosnost (Obrázek 10.30). Pro menší průměry má šířka stěny Q významný vliv jen do určité hodnoty. Např. pro průměr $D = 4$ mm do hodnoty $Q = 3$ mm.



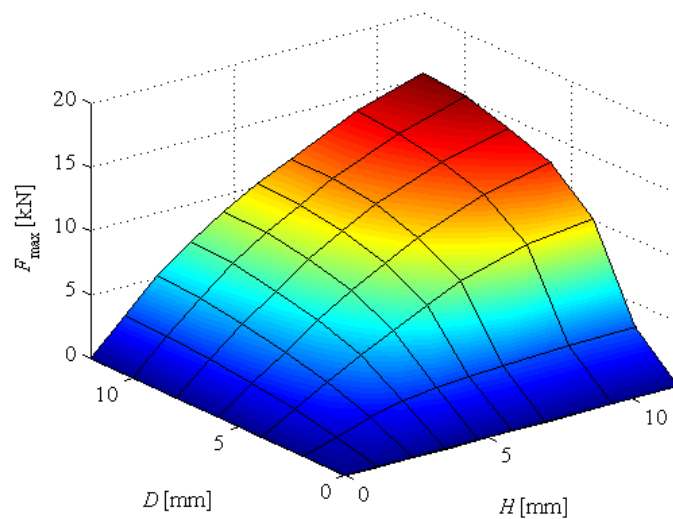
Obrázek 10.29: Konečnoprvková analýza neovíjených kolíkových spojů pro $D = 8$ mm a $H = 2.3$ mm.



Obrázek 10.30: Konečnoprvková analýza neovíjených kolíkových spojů pro $H = 4.6$ mm.



Obrázek 10.31: Konečnoprvková analýza neovíjených kolíkových spojů pro $D = 10$ mm.



Obrázek 10.32: Konečnoprvková analýza neovíjených kolíkových spojů pro $Q_E = Q_W = Q = 3.5$ mm.

Kapitola 11

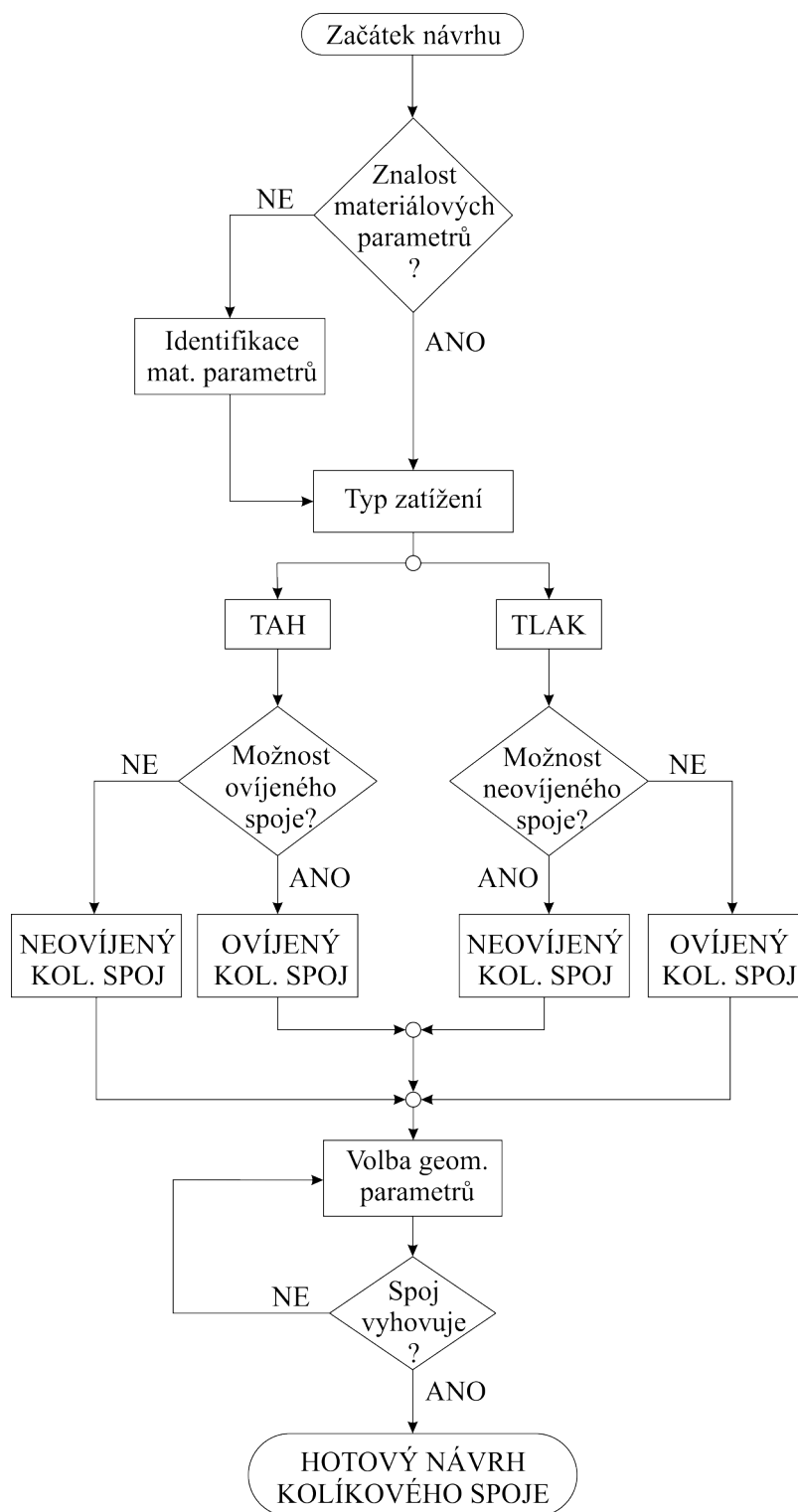
Metodika návrhu kolíkových spojů

V této kapitole jsou uvedeny metodické postupy pro návrh kolíkových spojů. Je provedeno shrnutí vlastností obou typů kolíkových spojů. Připomínají se tu jejich výhody a nevýhody, způsoby modelování apod. Především je zde uvedeno jejich porovnání z hlediska jejich únosnosti.

Na obrázku 11.1 je zobrazeno schéma návrhu kolíkového spoje. Prvním krokem je znalost materiálových parametrů. Pokud nejsou známy, je třeba je identifikovat. Identifikaci je možné provést například pomocí tahových a tlakových zkoušek tak, jak je popsáno v kapitole 6.

Základní informace, z které je vycházeno při návrhu spoje, je způsob jeho zatěžování. V případě tahového zatížení spoje je z hlediska únosnosti výhodnější použít ovíjený kolíkový spoj. Při jeho výrobě jsou vlákna ovíjena kolem spojovacích elementů a nedochází k jejich přerušení. Tím je možno dosáhnout spoje s vysokou pevností v tahu. Tento spoj je často při výrobě integrován přímo do struktury součásti.

Pokud by z technologických důvodů nebylo možné použít ovíjeného kolíkového spoje, pak je třeba využít neovíjeného. Ten je vyráběn zpravidla na konci výrobního procesu. Často lze vytvořit i dodatečně. Při vytváření díry pro kolík ale dochází k přerušení vláken. Proto je vhodné použít laminátu s různými orientacemi vláken. Většinou je nejlepší použít tzv. *kvazi-izotropní* laminát (s vrstvami $0^\circ, \pm 45^\circ$ a 90°). U ovíjených kolíkových spojů byly pro tahová zatížení rozlišovány dva typy upnutí - volné a pevné. Pevné upnutí vedlo k vyšší únosnosti. Dokonalé sevření však v praxi není snadné dosáhnout, přičemž je nejdůležitější v bezprostřední blízkosti kolíku. K dosažení pevného upnutí je tedy třeba užít lícovaných podložek, jejichž strany budou v těsném kontaktu s celou plochou boků oček. Nedoko-



Obrázek 11.1: Vývojový diagram návrhu kolíkového spoje.

nalé sevření má za následek snížení únosnosti na úroveň volného upnutí. Pevné upnutí u neovíjených kolíkových spojů nemá vliv na únosnost spoje.

Srovnání únosnosti ovíjených a neovíjených spojů je na obrázcích 11.2 až 11.4. Z těchto závislostí je zřejmé, že ovíjené kolíkové spoje pro srovnatelné geometrické parametry dokáží přenést více než dvojnásobné tahové zatížení.

Neovíjené kolíkové spoje se jeví vhodnější v případě jiného než tahového zatížení spoje. Častým důvodem použití neovíjených kolíkových spojů i na tahová zatížení jsou technologická omezení (spoje nelze integrovat již při výrobě spojované součásti). Z hlediska bezpečnosti by se neovíjené kolíkové spoje měly navrhovat tak, aby bylo dosaženo módu porušení *otlačení*. Při tomto módu nedochází k rozsáhlé destrukci spoje s následkem úplné ztráty únosnosti. Tento mód nastává od určité kombinace geometrických parametrů. Pro vzorky testované v rámci této práce to byly parametry $E/D = 2$ a $W/D = 3$.

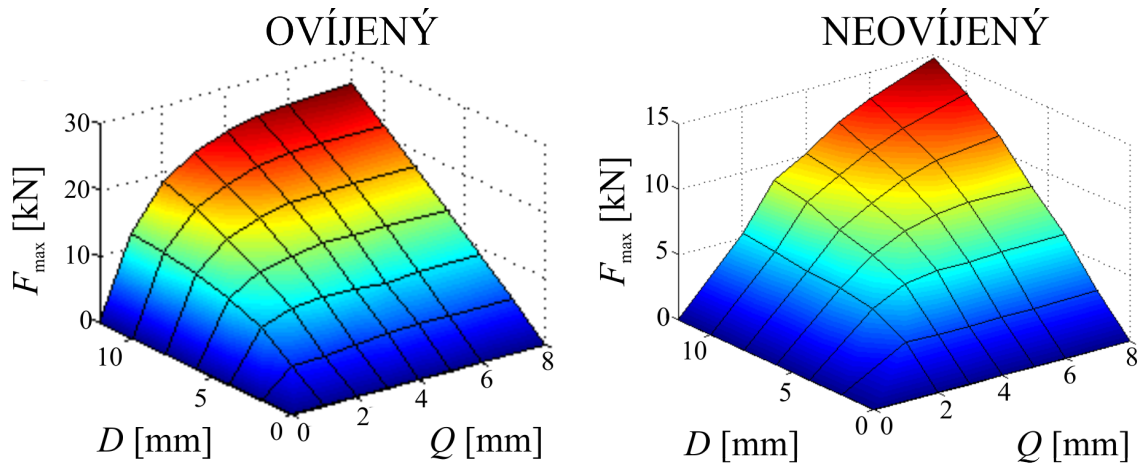
Je-li rozhodnuto o typu kolíkového spoje s přihlédnutím k technologickým možnostem výroby spojované součásti, dostává se na řadu volba geometrických parametrů spoje. Prvním geometrickým parametrem, z kterého se často vychází při návrhu spoje, je jeho tloušťka H . Např. u zmíněné aplikace na hydraulickém válci je tloušťka spoje dána tloušťkou stěny válce. Pokud je to možné, je výhodné volit co největší tloušťku H , jelikož její vliv na únosnost spoje je významný. U obou typů kolíkových spojů s rostoucí tloušťkou H roste proporcionálně i únosnost spoje (Obrázek 11.3).

V dalším je potřeba zvolit vhodný průměr kolíku D a v souvislosti s ním i šířku stěny Q . U ovíjených kolíkových spojů s rostoucí tloušťkou stěny Q roste i vliv průměru D na únosnost spoje. Je-li zvolen průměr D , má navyšování šířky stěny Q významný vliv pouze do určité hodnoty. Např. pro zvolenou tloušťku $H = 5$ mm a průměr $D = 8$ mm pouze do hodnoty $Q = 4$ mm, nebo pro zvolenou tloušťku $H = 5$ mm a průměr $D = 12$ mm do hodnoty $Q = 5$ mm. V případě, kdy je dána tloušťka $H = 6$ mm a z hlediska únosnosti není dostatečný průměr $D = 5$ mm, nemá jeho další zvyšování významný vliv. V takovém případě je výhodnější využít dalšího kolíku.

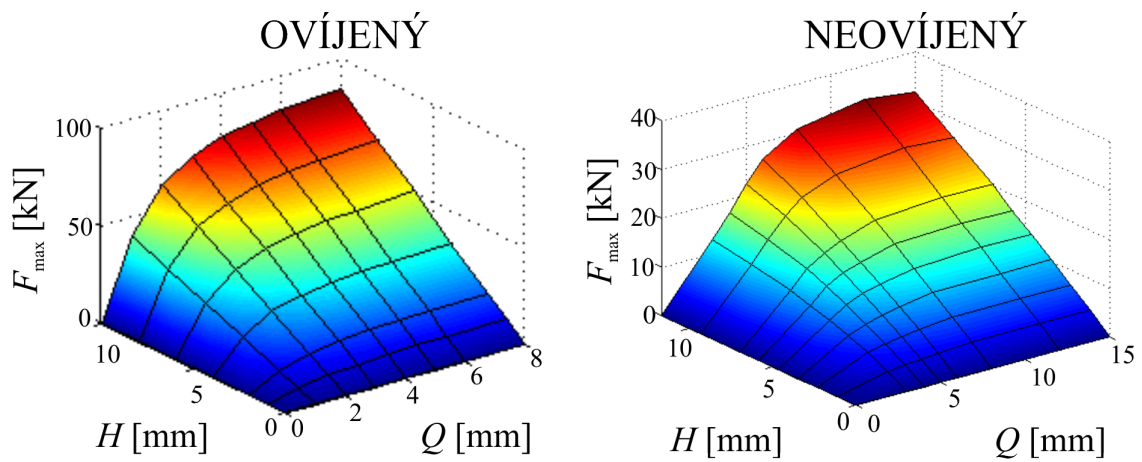
Roste-li průměr D roste i vliv šířky stěny Q na únosnost v případě neovíjených kolíkových spojů. Pro menší průměry má šířka stěny Q významný vliv, ale pouze do určité hodnoty (např. pro průměr $D = 8$ mm do hodnoty $Q = 3$ mm). Při návrhu spoje s více kolíky je třeba navrhovat geometrické parametry tak, aby mezi dírami byla tloušťka stěny odpovídající součtu tlouštěk stěn navržených pro každou díru zvlášť.

Použije-li se obdobný materiál, jako byl použit v této práci, je možné vycházet přímo z uvedených grafů. Návrh je třeba validovat pomocí numerických simulací či experimentů. Tato práce ukázala způsoby predikce únosnosti kolíkových spojů pomocí numerických simulací. V numerických simulacích je možné jednoduše provést opakované analýzy pro různé geometrie. Experimentální ověřování více variant geometrií výrazně zvyšuje cenu. V tomto případě je výhodnější použít numerických simulací a experimentálně ověřit již konečný návrh spoje.

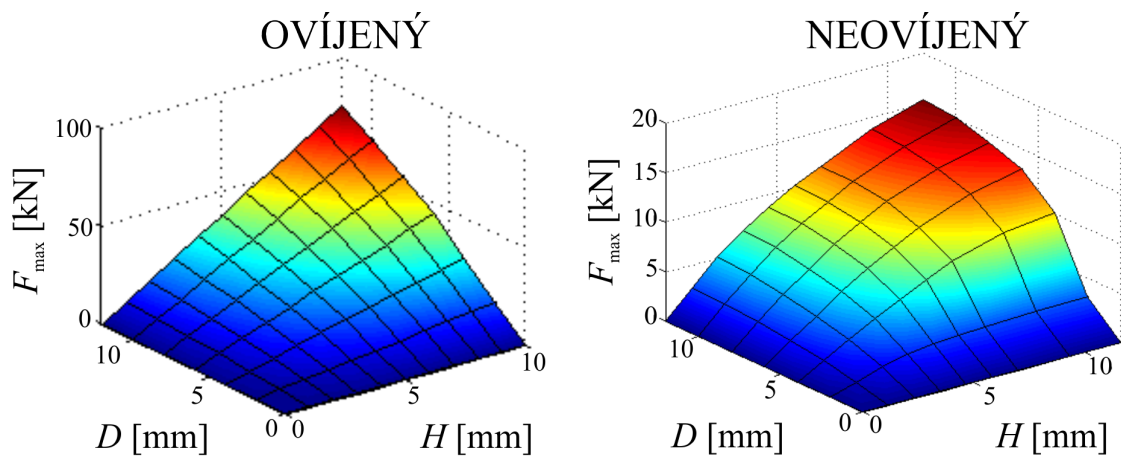
Rozšířené modifikované kritérium *LaRC04* se ukázalo jako nejvhodnější pro numerickou predikci únosnosti ovíjených kolíkových spojů. Změnové parametry je třeba z hlediska bezpečnosti volit takové, aby byl návrh na straně větší bezpečnosti (např. $P_f = 0.85$ a $P_m = 0.05$). V případě volně upnutých ovíjených kolíkových spojů je třeba simulaci rozdělit do několika kroků - nalezení místa prvního porušení matrice, oddělení části průřezu a nový výpočet pro porušení vláken. Porušení matrice u pevně upnutých ovíjených kolíkových spojů nemá na vliv na konečné porušení, proto se výpočet redukuje pouze na porušení vláken. Metoda postupného porušování využívající kritéria *maximálních napětí* nebo *Hashin* se u ovíjených kolíkových spojů ukázala jako nevhodná. Pro vyšetřování únosnosti neovíjených kolíkových spojů je nutné použít metody postupného porušování. Shody mezi experimentem a numerickou simulací do 15% lze dosáhnout při použití modelu okamžité degradace a pevnostního kritéria *Hashin*. Chyba při použití kritéria *Hashin* se na rozdíl od kritéria *maximálních napětí* pohybuje na straně vyšší bezpečnosti.



Obrázek 11.2: Porovnání ovíjeného a neovíjeného kolíkového spoje z hlediska únosnosti pro $H = 5$ mm v případě ovíjeného a pro $H = 4.6$ mm v případě neovíjeného kolíkového spoje.



Obrázek 11.3: Porovnání ovíjeného a neovíjeného kolíkového spoje z hlediska únosnosti pro $D = 10$ mm.



Obrázek 11.4: Porovnání ovíjeného a neovíjeného kolíkového spoje z hlediska únosnosti pro $Q = 3.5$ mm.

Kapitola 12

Závěr

Předložená práce se zabývá návrhem kolíkových spojů kompozitů z hlediska jejich únosnosti. Kolíkové spoje jsou zástupci rozebíratelných spojů a u kompozitních materiálů jsou dle technologie výroby rozlišovány na ovíjené a neovíjené. Tato práce věnuje pozornost oběma typům kolíkových spojů.

V první skupině dílčích úkolů, jejichž společným tématem byl materiálový model, experimenty ukázaly nelineární závislost zkoumaných kompozitů ve smykové oblasti. Proto byl vytvořen materiálový model obsahující nelineární vztah mezi smykovým napětím a smykovou deformací. Ten byl implementován do konečnoprvkových systémů *MSC.Marc* a *Abaqus*. Materiálové parametry byly stanoveny buď přímo z tahových a tlakových zkoušek, nebo byly identifikovány pomocí simulací těchto zkoušek.

Modelování konečného porušení neovíjených kolíkových spojů vyžadovalo model postupného porušování. Tento model byl implementován do systému *Abaqus* a validován pomocí simulace tlakové zkoušky. Byl zvolen model okamžité degradace materiálových vlastností a pevnostní kritéria *Hashin* a *maximální napětí*.

Nosným tématem druhé skupiny dílčích úkolů bylo zatěžování. Nejprve byla pozornost zaměřena na zjednodušené zatěžovací stavy. V případě zkoušek lokálním tlakem bylo zjištěno, že tvar a velikost tlačného elementu neměly vliv na místo a mód porušení. Kritérium *LaRC04* dosahovalo velmi dobré shody s experimenty.

Stávající zkušební stroj byl pro případ dvouosé zkoušky rozšířen o možnost zatěžování v kolmém směru. Vzorky byly zatěžovány kombinací podélného tahu a lokálního tlaku

ve směru příčném. Závislosti únosnosti na kombinaci tahového a tlakového zatížení byly zkoumány pro dva různé materiály. Ze zkoumaných závislostí byl zřejmý nárůst tlakové únosnosti s rostoucí tahovou silou. Tahová únosnost naopak vlivem tlaku klesala. Pouze modifikované kritérium *LaRC04#2* ukazovalo v případě porušení matrice odpovídající trend. Hodnoty maximálních sil ale neodpovídaly experimentům. U módu tahového porušení vláken z dosažených výsledků vyplynula nutnost interakce mezi napětími v podélném a příčném směru. Proto bylo provedeno rozšíření modifikace kritéria *LaRC04#3*. Toto rozšířené kritérium mělo v případě porušení vláken akceptovatelný trend. Hodnoty maximálních sil neodpovídaly experimentům, protože rozšíření modifikace bylo navrženo především s ohledem na predikci únosnosti ovíjených kolíkových spojů, kde dosahuje dobrých výsledků. Pro predikci porušení přímých vzorků při dvouosém zatížení byla navržena obalová křivka porušení. Změna příčného napětí po průřezu není u přímého vzorku výrazná, zatímco u zakřivených vzorků (oček) je velmi vysokých hodnot příčného napětí dosahováno jen v tenké vrstvě. Toto je zřejmě důvodem různé funkčnosti zmíněných kritérií v predikci porušení.

Znalostí a zkušeností z analýz zjednodušených zatěžujících stavů bylo následně využito v analýzách ovíjených a neovíjených kolíkových spojů. Ovíjené kolíkové spoje byly vyrobené z jednosměrového kompozitu. Neovíjené kolíkové spoje byly z vícesměrového laminátu s kvazi-izotropní skladbou.

Rozšířené modifikované kritérium dosahovalo při predikci porušení ovíjených kolíkových spojů dobrých výsledků. Simulace porušování volně upnutých ovíjených kolíkových spojů se skládala z několika kroků. Nejprve bylo nalezeno místo a úhel prvního porušení matrice, následně bylo provedeno oddělení části průřezu a proveden nový výpočet. Porušení matrice u pevně upnutých ovíjených kolíkových spojů nemělo vliv na konečné porušení. Výpočet byl redukován pouze na výpočet porušení vláken. Z analýzy vlivu geometrie byl zjištěn proporcionální vliv tloušťky na únosnost spoje. Postupná linearizace závislosti únosnosti oka na jeho vnitřním průměru nastává s rostoucí šířkou stěny. Vliv šířky stěny roste s rostoucím průměrem. Navyšování šířky stěny má významný vliv pouze do určité hodnoty.

Neovíjené kolíkové spoje byly zkoumány z hlediska prvního i konečného porušení. Potvrdila se potřeba použití modelu postupného porušování pro modelování konečného porušení neovíjených kolíkových spojů. Experimenty ukázaly, že od určité kombinace ge-

ometrických parametrů nastává vždy mód *otlačení*. Při tomto módu nedochází k rozsáhlé destrukci spoje vedoucí k úplné ztrátě únosnosti. Neovíjené kolíkové spoje by se z hlediska bezpečnosti měly tedy navrhovat tak, aby bylo dosaženo právě tohoto módu. Navyšování poměrů E/D a W/D při dosažení módu *otlačení* nevedlo ke zvýšení únosnosti spoje. U vzorků s nejmenšími rozměry mezi dírou pro kolík a okraji vzorku byla zjištěna výrazná neshoda experimentů se simulacemi. To bylo způsobeno zřejmě tím, že u těchto vzorků docházelo k výrazné delaminaci, která nebyla modelována. Nicméně při těchto malých rozměrech dochází k jiným módům, než je *otlačení*. Pomocí vytvořeného modelu je tedy možné vždy navrhnout spoj tak, aby měl maximální možnou únosnost (dosažení módu *otlačení*), což je jeho hlavním účelem. Průměrná chyba všech vzorků pro případ kritéria *maximálních napětí* byla 15% a pro kritérium *Hashin* 13%. Kritérium *Hashin* bylo na rozdíl od kritéria *maximálních napětí* na straně vyšší bezpečnosti. Postupná linearizace závislosti únosnosti neovíjeného kolíkového spoje na jeho tloušťce i na jeho průměru nastává s rostoucí šířkou stěn. S rostoucím průměrem roste vliv šířek stěn na únosnost. Pro menší průměry má šířka stěny významný vliv jen do určité hodnoty.

Všechny získané poznatky byly shrnuty v závěrečné kapitole, kde jsou uvedeny metodické postupy pro návrh kolíkových spojů.

Publikace autora

- [1] BEK, L., KRYSTEK, J., KOTTNER, R., *Pevnostní analýza kompozitové desky zatěžované kolíkovým spojem*, in SVK 2012 - magisterské a doktorské studijní programy, sborník rozšířených abstraktů, Plzeň, 2012, ZČU v Plzni.
- [2] Bek, L., Krystek, J., Kottner, R., *Strength analysis of pin loaded composite plate*, in 14th International Conference APPLIED MECHANICS 2012, Plzeň, 2012, Západočeská univerzita v Plzni, pp. 9–12. ISBN: 978-80-261-0097-3.
- [3] KOTTNER, R, BEK, L., KRYSTEK, J., KROUPA, T., LAŠOVÁ, V., *Failure analysis of pin joint of carbon epoxy composite plate*, Advanced Materials Research, 634-638 (2013), pp. 2796–2799. ISSN: 1662-8985.
- [4] KOTTNER, R., KROUPA, T., KRYSTEK, J., LAŠ, V., *Strength Prediction of Composite Part of Wrapped Pin Joint of Composite/metal Using FEA*, in Mechanical Response of Composite, UK, 2009, Imperial College London.
- [5] KOTTNER, R., KRYSTEK, J., ZEMČÍK, R., LOMBERSKÝ, J., HYNEK, R., *Strength analysis of carbon fiber-reinforced plastic coupling for tensile and compressive loading transmission*, in 52nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials, Denver, USA, 2011.
- [6] KRYSTEK, J., *Pevnostní kritéria pro kompozitní materiály*. Studijní text. ZČU, 2012. <http://seminare.fav.zcu.cz/aktualni-stav-vlastni-vyzkumne-a-vyvojove-p-2>.
- [7] Krystek, J., *Návrh a výpočet hnacího dvojkolí pro lokomotivu z nestandardních materiálů z hlediska tuhosti a pevnosti*, diplomová práce, ZČU v Plzni, 2008.
- [8] KRYSTEK, J., BEK, L., BARTOŠEK, J., ZEMČÍK, R., KOTTNER, R., *Experimental determination of strength of pinned-joint carbon-epoxy laminate*, in Proceedings of the

- 50th Annual Conference on Experimental Stress Analysis, Praha, Czech Republic, 2012, Czech Technical University in Prague, pp. 225–230. ISBN: 978-80-01-05060-6.
- [9] KRYSSTEK, J., KOTTNER, R., BEK, L., *Failure analysis of unidirectional carbon fibre reinforced plastic under localized compression*, in Computational Mechanics 2010, Hrad Nečtiny, Czech Republic, November 2010.
- [10] KRYSSTEK, J., KOTTNER R., BEK, L., *Comparison of strength behaviour of unidirectional high modulus carbon composite and high strength carbon composite subjected to biaxial loading*, in 19th Conference on Materials and Technology. Program and Book of Abstracts, Ljubljana, Slovenia, 2011, Institute of Metals and Technology, p. 89. ISBN: 978-961-92518-4-3.
- [11] KRYSSTEK, J., KOTTNER, R., BEK, L., LAS, V., *Validation of the adjusted strength criterion LaRC04 for uni-directional composite under combination of tension and pressure*, Applied and Computational Mechanics, 4 (2) (2010), pp. 171–178. ISSN 1802-680X.
- [12] KRYSSTEK, J., KOTTNER, R., KROUPA, T., LAŠ, V., *Influence of geometric parameters of composite part of composite/metal wrapped pin joint on its strength*, in Machine Modelling and Simulation, Žilina, 2009, Scientific and Technical Society at the University of Žilina.
- [13] KRYSSTEK, J., KOTTNER, R., KROUPA, T., LAS, V., *Failure prediction of unidirectional carbon composite under biaxial loading*, Bulletin of Applied Mechanics, 7 (27) (2011), pp. 54–59. ISSN 1801-1217.
- [14] Krystek, J., Kottner, R., Kroupa, T., Las, V., *Strength analysis of unidirectional carbon fibre reinforced plastic under biaxial loading*, in Proceedings: 49th international scientific conference: Experimental Stress Analysis 2011, Brno, Czech Republic, 2011, Brno University of Technology, pp. 177–182. ISBN: 978-80-214-4275-7.
- [15] KRYSSTEK, J., KROUPA, T., KOTTNER, R., *Identification of mechanical properties from tensile and compression tests of unidirectional carbon composite*, in Proceedings: 48th international scientific conference: Experimental Stress Analysis 2010, Palacky University, 2010, Palacky University, pp. 193–200. ISBN: 978-80-244-2533-7.

Použitá literatura

- [16] AKTAS, A., DIRIKOLU, M.H., *The effect of stacking sequence of carbon epoxy composite laminates on pinned-joint strength*, Composite Structures, 62 (2003), pp. 107–111.
- [17] AKTAS, A., IMREK, H., CUNEDIOGLU, Y., *Experimental and numerical failure analysis of pinned-joint in composite materials*, Composite Structures, 89 (2009), pp. 459–466.
- [18] ANTONIOU, A. E., KENSCHKE, C., PHILIPPIDIS, T. P., *Mechanical Behavior of Glass/epoxy Tubes under Combined Static Loading. Part: Experimental*, Composites Science and Technology, 69 (2009), pp. 2241–2247. ISSN: 0266-3538.
- [19] ASTM INTERNATIONAL, *D 3039 Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials*. ASTM International, USA.
- [20] ASTM International, *D 3410 Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials with Unsupported Gage Section by Shear Loading*. ASTM International, USA.
- [21] ASTM International, *D 3518 Standard Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a $\pm 45^\circ$ Laminate*. ASTM International, USA.
- [22] ASTM International, *D 4255 Standard Test Method for In-Plane Shear Properties of Polymer Matrix Composite Materials by the Rail Shear Method*. ASTM International, USA.
- [23] ASTM International, *D 5379 Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method*. ASTM International, USA.

- [24] ASTM International, *D 7078 Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by V-Notched Rail Shear Method*. ASTM International, USA.
- [25] ATAS, C., *Bearing strength of pinned joints in woven fabric composite with small weaving angles*, *Composite Structures*, 88 (2009), pp. 40–45.
- [26] BAKER, A., DUTTON, S., KELLY, D., *Composite Materials for Aircraft Structures*, Reston: American Institute of Aeronautics And Astronautics, second ed., 2004. ISBN 1-56347-540-5.
- [27] BASU, S., WAAS, A. M., AMBUR, D. R., *Compressive Failure of Fiber Composites under Multi-axial Loading*, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 54 (2006), pp. 611–634. ISSN 0022-5096.
- [28] BEK, L., *Pevnostní analýza laminátu s dírou pro spoje kovovými elementy*, diplomová práce, ZČU v Plzni, 2012.
- [29] BERTHELOT, J. M., *Composite Materials*, New York: Springer-Verlag, 1998. ISBN 9780387984261.
- [30] BISAGNI, C., WALTERS, V., *Experimental Investigation of the Damage Propagation in Composite Specimens under Biaxial Loading*, *Composite Structures*, 85 (2008), pp. 293–310. ISSN 0263-8223.
- [31] BLAHOŠ, K., *Vysokopevnostní integrované kompozitové spoje, jejich navrhování a aplikace*, disertační práce, České vysoké učení technické v Praze, Fakulta Strojní, Praha, 2010.
- [32] BLAHOŠ, K., CHROMÝ, J., POUL, R., UHER, O., RŮŽIČKA, M., *Pevnostní zkoušky kolíkových spojů kompozitních válců*, in *Výztužné plasty*, Dům techniky Plzeň, s.r.o., 2005. ISSN 1214-6412.
- [33] CANAL, L. P., SEGURADO, J., LLORCA, J., *Failure Surface of Epoxy-modified Fiber-reinforced Composites under Transverse Tension and Out-of-plane Shear*, *International Journal of Solids and Structures*, 46 (2009), pp. 2265–2274. ISSN 0020-7683.
- [34] CHRISTENSEN, R. M., *Stress Based Failure Criteria for Materials Science and Engineering*. www.failurecriteria.com, 2010.

- [35] COULOMB, C. A., *In Nemories de Mathematica et de Physique*, Academic Royal des Sciences par diver sans, 7 (1773), pp. 343–382.
- [36] DAIKA, A., *Měření deformací pomocí digitální korelace obrazu*, bakalářská práce, ZČU v Plzni, 2011.
- [37] DANIEL, I. M., LUO, J., SCHUBEL, P. M. ET AL., *Interfiber/interlaminar Failure of Composites under Multi-axial States of Stress*, Composites Science and Technology, 69 (2009), pp. 764–771. ISSN 0266-3538.
- [38] DANO, M. L., GERDRON, G., PICARD, A., *Stress and failure analysis of mechanically fastened joints in composite laminates*, Composite Structures, 50 (2007), pp. 287–296.
- [39] DANO, M. L., KAMAL, E., GENDRON, G., *Analysis of bolted joins in composite laminates: Strains and bearing stiffness predictions*, Composite Structures, 79 (2007), pp. 562–570.
- [40] DONADON, M.V., IANNUCCI, L., FALZON, B.G., HODGKINSON J.M., DE ALMEIDA, S.F., *A progressive failure model for composite lamiantes subjected to low velocity impact damage.*, Computers and Structures, 86 (2008), pp. 1232–1252.
- [41] DÁVILA, C. G., CAMANHO, P. P., *Failure criteria for FRP laminates in plane stress*. NASA Langley Research Center, Hampton, Virginia, USA, NASA/TM-2003-212663, Science report, 2003.
- [42] DÁVILA, C. G., JAUNKY, N., GROSWARNI, S., *Failure criteria for FRP laminates in plane stress*. NASA Langley Research Center, Hamplton, Virginia, USA, AIAA 2003-991, 11:5380-5390.
- [43] EVCIL, A., *Simulation of three dimensional progressive damage in composite laminates*, International Journal Mechanics, 2 (2008), pp. 67–75.
- [44] GARG, M., FALUGI, M., ABDI, A., ABUMERI, G., *Predicting bearing strength of fiber metal laminates via progressive failure analysis*, in 52nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials, Denver, USA, 2011.

- [45] HAHN, H. T., TSAI, S. W., *Nonlinear elastic behavior of unidirectional composite laminae*, Journal of Composite Materials, 7 (1973), pp. 17:102–118.
- [46] HASHIN Z., *Failure Criteria for Unidirectional Fibre Composites*, ASME Journal of Applied Mechanics, 47 (2) (1980), pp. 329–334. ISSN 0021-8936.
- [47] HASHIN, Z., ROTEM, A. A., *Fatigue Failure Criterion for Fiber-Reinforced Materials*, Journal of Composite Materials, 7 (1973), pp. 448–464. ISSN 0021-9983.
- [48] HAVAR, T., *Design and progressive failure analysis of 3D-Reinforced composite force introduction loops*, in 49th AIAA SDM Conference 2008.
- [49] Havar, T., *Design and testing of advance composite load introduction structures for aircraft high lift devices*, in ICAF Conference 2009, Rotterdam.
- [50] Havar, T., *Beitrag zur Gestaltung und Auslegung von 3D-Verstärkten Faserverbundschlaufen*. Institut für Flugzeugbau der Universität Stuttgart, Stuttgart, 2007.
- [51] HINE, P. J., DUCKETT, R. A., KADDOUR, A. S. ET AL., *The Effect of Hydrostatic Pressure on the Mechanical Properties of Glass Fibre/epoxy Unidirectional Composites*, Composites: Part A, 36 (2005), pp. 279–289. ISSN 1359-835X.
- [52] HINTON, M. J., KADDOUR, A. S., SODEN, P. D., *A comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates, judged against experimental evidence*, Composites Science and Technology, 62 (2002), pp. 1725–1797.
- [53] Hinton, M. J., Kaddour, A. S., Soden, P. D., *Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composites: The World-Wide Failure Exercise*, ELSEVIER, first ed., 2004. ISBN 0-08-044475-X.
- [54] HINTON, M. J., SODEN, P. D., *Prediction failure in composite laminates: the background to the exercise*, Composites Science and Technology, 55 (1998), pp. 1001–1010.
- [55] [HTTP://VARIEL.CZ/PRODUKTY/KOMPONENTY-DOPRAVNICH-PROSTREDKU/](http://VARIEL.CZ/PRODUKTY/KOMPONENTY-DOPRAVNICH-PROSTREDKU/).
- [56] [HTTP://WWW.BOEING.COM/COMMERCIAL/787FAMILY/PROGRAMFACTS.HTML](http://WWW.BOEING.COM/COMMERCIAL/787FAMILY/PROGRAMFACTS.HTML).
- [57] [HTTP://WWW.COMPOTECH.COM](http://WWW.COMPOTECH.COM).

- [58] [HTTP://WWW.EADS.COM/DMS/EADS/INT/EN/INVESTOR-RELATIONS/DOCUMENTS/2006/UNTITLED/FURTHER_PRE_A350_XWB_LAUNCH_2006.PDF](http://www.eads.com/dms/eads/int/en/investor-relations/documents/2006/untitled/further_pre_a350_xwb_launch_2006.pdf).
- [59] [HTTP://WWW.ISVAV.CZ/PROJECTDETAIL.DO?ROWID=GA106%2F05%2F0680](http://www.isvav.cz/projectdetail.do?rowid=GA106%2F05%2F0680).
- [60] HWANG, H. Y., LEE, H. G., LEE, D. G., *Clamping Effects on the Dynamic Characteristics of Composite Machine Tool Structures*, Composite Structures, 66 (2004), pp. 399–407. ISSN 0263-8223.
- [61] HYNEK, R., *Pevnostní návrh kompozitní ojnice*, bakalářská práce, Západočeská univerzita v Plzni, Plzeň, 2011.
- [62] JEC EUROPE 2013. <http://www.jeccomposites.com/events/jec-europe-2013>.
- [63] KADDOUR, A. S., HINTON, M. J., SODDEN, P. D., *A comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates: additional contribution*, Composite Science and Technology 64, 28 (2008), pp. 449–476. ELSEVIER.
- [64] KELLY, G., HALLSTRÖM, S., *Strength and Failure Mechanisms of Composite Laminates Subject to Localised Transverse Loading*, Composite Structures, 69 (2005), pp. 301–314. ISSN 0263-8223.
- [65] KIM, B. R., LEE, H. K., *An RVE-based Micromechanical Analysis of Fiber-reinforced Composites Considering Fiber Size Dependency*, Composite Structures, 90 (2009), pp. 418–427. ISSN 0263-8223.
- [66] KISHORE, A. N., MALHOTRA, S. K., PRASAD, N. S., *Failure analysis of multi-pin joints in glass fibre/epoxy composite laminates*, Composite Structures, 91 (2009), pp. 266–277.
- [67] KONEČNÝ, J., ŠPALEK, P., *Nová třísystemová lokomotiva řady 380 ČD*. Vědeckotechnický sborník ČD č.26/2008. Praha, 2008.
- [68] KOTTNER, R., *Spojování kompozitních a kovových strojních částí z hlediska tuhosti a pevnosti*, disertační práce, Západočeská univerzita v Plzni, Plzeň, 2007.
- [69] Kottner, R., *Strength prediction of composite structural elements under multi-axial stress state*. Návrh projektu P101_11_P108_PC_PD1, 2010.

- [70] KOTTNER, R., KROUPA, T., LAŠ, V., BLAHOŮŠ, K., *Computational Model for Strength Analysis of Wrapped Pin Joint of Composite/Metal*, Bulletin of Applied Mechanics, 4 (13) (2008), pp. 1–6.
- [71] KROUPA, T., *Poškození kompozitů vlivem rázu*, disertační práce, Západočeská univerzita v Plzni, Plzeň, 2007.
- [72] KROUPA, T., ZEMČÍK, R., KLEPÁČEK, J., *The temperature dependence of the parameters of non-linear stress-strain relations for carbon-epoxy composites*, Materiali in Tehnologije, (2009). ISSN 1580-2949.
- [73] KULÍŠEK, V., RŮŽIČKA, M., PINKAS, J., *Pevnostní kritéria vláknové smyčky z uhlíkových vláken*, in 8th Workshop of Applied Mechanics, ČVUT v Praze, 2007. ISBN 978-80-01-03895-6.
- [74] LAŠ, V., *Mechanika kompozitních materiálů*, Západočeská univerzita v Plzni, 2. ed., 2008.
- [75] LEE, D. G., HWANG, H. Y., KIM, J. K., *Design and Manufacture of a Carbon Fiber Epoxy Rotating Boring Bar*, Composite Structures, 60 (2003), pp. 115–124. ISSN 0263-8223.
- [76] LI, C., CHOU, T., *Failure of Carbon Nanotube/polymer Composites and the Effect of Nanotube Waviness*, Composites: Part A, 40 (2009), pp. 1580–1586. ISSN 1359-835X.
- [77] LOMBERSKÝ, J., *Vysoce poddajná spojka a její aplikace na podvozku železničního vozidla*, diplomová práce, Západočeská univerzita v Plzni, Plzeň, 2010.
- [78] MAREŠ, T., *Laminátové závěsné oko konstantního napětí*, Bulletin of Applied Mechanics, 5 (2006), pp. 41–54.
- [79] MATZENMILLER, A., LUBLINER, J., TAILOR, R.L., *A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites.*, Mechanics of Materials, 20 (1995), pp. 125–152.
- [80] MCCARTHY, C.T., O´HIGGINS, R.M, FRIZZELL, R.M., *A cubic spline implementation of non-linear shear behaviour in three-dimensional progressive damage models for composite laminates*, Composites Structures, 92 (2010), pp. 173–181.

- [81] MOHR, O., *Welche Umstände Bedingen die Elastizitasgrenze und den Bruch eines Materials*, Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure, 44 (1900), pp. 1524–1530.
- [82] OGIHARA, S., KOYANAGI, J., *Investigation of Combined Stress state Failure Criterion for Glass Fiber/epoxy Interface by the Cruciform Specimen Method*, Composites Science and Technology, 70 (2010), pp. 143–150. ISSN 0266-3538.
- [83] OKUTAN, B., *The effects of geometric parameters on the failure strength for pin-loaded multi-directional fiber-glass reinforced epoxy laminate*, Composites: Part B, 33 (2002), pp. 567–578.
- [84] PINHO, S. T., DÁVILA, C. G., CAMANHO, P. P., IANNUCCI, L., ROBINSON, P., *Failure Models and Criteria for FRP Under In-Plane or Three-Dimensional Stress States Including Shear Non-Linearity*. Research report, NASA/TM-2005-213530, NASA Langley Research Center, 2005, 69 p.
- [85] PINHO, S. T., IANNUCCI, L., ROBINSON, P., *Physically-based Failure Models and Criteria for Laminated Fibre-reinforced Composites with Emphasis on Fibre Kinking: Part I: Development*, Composites: Part A., 37 (2006), pp. 63–73. ISSN 1359-835X.
- [86] PUCK, A., KOPP, J., KNOPS, M., *Guidelines for the determination of the parameters in Puck's action plane strength criterion*, Composites Science and Technology, 62 (8) (2002), pp. 371–378. Elsevier.
- [87] PUCK, A., SCHÜRMAN, H., *Failure Analysis of FRP Laminates by Means of Physically Based Phenomenological Models*, Composites Science and Technology, 58 (1998), pp. 1045–1067. ISSN 0266-3538.
- [88] RŮŽIČKA, M., *Metody a prostředky mechaniky pro zvyšování pevnosti, životnosti a spolehlivosti lehkých strojních konstrukcí*. ČVUT v Praze, 2005, 26 pp.
- [89] RŮŽIČKA, M., MAREŠ, T., BLAHOUS, K., KULÍŠEK, V., SIROVÝ, M., *Calculation and Design of Integrated High Performance Composite Pin-Joins*, Cicil-Comp Press, (2006).
- [90] RYU, CH.-O., CHOI, J.-H., KWEON, J.-H., *Failure load prediction of composite joints using linear analysis.*, Journal of Composite Materials, 41 (2007), pp. 865–878.

- [91] SHARMA, B, *Progressive damage modeling of pin loaded composite plate using FEMA*, thesis, Thapar institute of engineering and technology, Deemed University, Patiala-147004 India, 2006.
- [92] SÁNCHEZ-ARÉVALO, F. M, PULOS, G., *Use of digital image correlation to determine the mechanical behaviour of materials*, 2008. Elsevier Inc.
- [93] SONG, K., LI, Y., ROSE, CH.A., *Continuum damage mechanics models for the analysis of prepressive failure in open-hole tension laminates*, in 52nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials, Denver, USA, 2011.
- [94] THOPPUL, S. D., FINEGAN, J., GIBSON, R. F., *Mechanics od Mechanically Fastened Joints in Polymer-matrix*, Composite Structures – A Review. Composites Science and Technology, 69 (2009), pp. 301–329. ISSN 0266-3538.
- [95] TSAI, S. W., *Strength and Life of Composite*, Department of Aeronautics and Astronautics, Stanford University, Stanford, CA 94305-4035, 2008. ISBN 978-0-9819143-0-5.
- [96] TSAI, S. W., WU, E. M., *A General Theory of Strength for Anisotropic Materials*, Journal of Composite Materials, 5 (1971), pp. 58–80. ISSN 0021-9983.
- [97] WELSH, J. D., MAYES, J. S., BISKNER, A. C., *2-D Biaxial Testing and Failure Predictions of IM7/977-2 Carbon/epoxy Quasi-isotropic Laminates*, Composite Structures, 75 (2006), pp. 60–66. ISSN 0263-8223.
- [98] WITHWORTH, H. A., OTHIENO, M., BARTON, O., *Failure analysis of composite pin loaded joints*, Composite Structures, 59 (2003), pp. 261–266.
- [99] YILMAZ, T., SINMAZCELIK, T., *Effects of geoemtric parameters on the pin-bearing strength of glass/polyphenylensulpihe composites*, Journal of composite materials, 43 (2009), pp. 2239–2253.

PŘÍLOHA 1: Popis zkušebních vzorků

Úhel θ značí úhel natočení vnější vrstvy vzhledem k podélné ose

- v případě, že $\theta = 90^\circ$ je výsledná skladba laminátu $[90/45/ - 45/0]_S$
- v případě, že $\theta = 0^\circ$ je výsledná skladba laminátu $[0/ - 45/45/90]_S$

Tabulka 12.1: Popis vzorků neovíjených kolíkových spojů.

označení vzorku	č. vzorku v sérii	θ [°]	D [mm]	E/D [-]	W/D [-]	E [mm] (skutečná hodnota)	W [mm] (skutečná hodnota)	L [mm]	H [mm]
90_8_1_2.1	1	90	8	1	2	8.00	15.76	90.00	2.32
90_8_1_2.2	2	90	8	1	2	8.00	15.74	90.00	2.32
90_8_1_2.3	3	90	8	1	2	8.00	15.78	90.00	2.32
90_8_1_2.4	4	90	8	1	2	8.00	15.67	90.00	2.32
90_8_1_3.1	1	90	8	1	3	8.00	23.87	90.00	2.32
90_8_1_3.2	2	90	8	1	3	8.00	23.81	90.00	2.32
90_8_1_3.3	3	90	8	1	3	8.00	23.78	90.00	2.32
90_8_1_3.4	4	90	8	1	3	8.00	23.90	90.00	2.32
90_8_1_4.1	1	90	8	1	4	8.00	31.81	90.00	2.32
90_8_1_4.2	2	90	8	1	4	8.00	31.76	90.00	2.32
90_8_1_5.1	1	90	8	1	5	8.00	39.86	90.00	2.32
0_8_1_2.1	1	0	8	1	2	8.10	15.86	90.00	2.32
0_8_1_2.2	2	0	8	1	2	8.10	15.86	90.00	2.32

Tabulka 12.1 – pokračování z předchozí stránky

označení vzorku	č. vzorku v sérii	θ [°]	D [mm]	E/D [-]	W/D [-]	E [mm] (skutečná hodnota)	W [mm] (skutečná hodnota)	L [mm]	H [mm]
0.8.1.2.3	3	0	8	1	2	8.10	15.87	90.00	2.32
0.8.1.2.4	4	0	8	1	2	8.10	15.86	90.00	2.32
0.8.1.3.1	1	0	8	1	3	8.10	23.90	90.00	2.32
0.8.1.3.2	2	0	8	1	3	8.10	23.88	90.00	2.32
0.8.1.3.3	3	0	8	1	3	8.10	23.91	90.00	2.32
0.8.1.3.4	4	0	8	1	3	8.10	23.94	90.00	2.32
0.8.1.4.1	1	0	8	1	4	8.10	31.88	90.00	2.32
0.8.1.4.2	2	0	8	1	4	8.10	31.80	90.00	2.32
0.8.1.5.1	1	0	8	1	5	8.10	39.79	90.00	2.32
0.8.2.2.1	1	0	8	2	2	16.00	15.85	90.00	2.32
0.8.2.2.2	2	0	8	2	2	16.00	15.86	90.00	2.32
0.8.2.2.3	3	0	8	2	2	16.00	15.84	90.00	2.32
0.8.2.2.4	4	0	8	2	2	16.00	15.76	90.00	2.32
0.8.2.3.1	1	0	8	2	3	16.00	23.77	90.00	2.32
0.8.2.3.2	2	0	8	2	3	16.00	23.85	90.00	2.32
0.8.2.3.3	3	0	8	2	3	16.00	23.88	90.00	2.32
0.8.2.3.4	4	0	8	2	3	16.00	23.79	90.00	2.32
0.8.2.4.1	1	0	8	2	4	16.00	31.73	90.00	2.32
0.8.2.4.2	2	0	8	2	4	16.00	31.76	90.00	2.32
0.8.2.5.1	1	0	8	2	5	16.00	39.76	90.00	2.32
0.8.3.2.1	1	0	8	3	2	24.00	15.83	90.00	2.32
0.8.3.2.2	2	0	8	3	2	24.00	15.84	90.00	2.32
0.8.3.3.1	1	0	8	3	3	24.00	23.77	90.00	2.32
0.8.3.3.2	2	0	8	3	3	24.00	23.85	90.00	2.32
0.8.3.3.3	3	0	8	3	3	24.00	23.90	90.00	2.32
0.8.3.3.4	4	0	8	3	3	24.00	23.75	90.00	2.32
0.8.3.4.1	1	0	8	3	4	24.00	31.73	90.00	2.32
0.8.3.4.2	2	0	8	3	4	24.00	31.76	90.00	2.32

Tabulka 12.1 – pokračování z předchozí stránky

označení vzorku	č. vzorku v sérii	θ [°]	D [mm]	E/D [-]	W/D [-]	E [mm] (skutečná hodnota)	W [mm] (skutečná hodnota)	L [mm]	H [mm]
0.8.3.5.1	1	0	8	3	5	24.00	39.77	90.00	2.32
0.8.4.2.1	1	0	8	4	2	32.00	15.80	90.00	2.32
0.8.4.2.2	2	0	8	4	2	32.00	15.76	90.00	2.32
0.8.4.2.3	3	0	8	4	2	32.00	15.82	90.00	2.32
0.8.4.2.4	4	0	8	4	2	32.00	15.68	90.00	2.32
0.8.4.3.1	1	0	8	4	3	32.00	23.74	90.00	2.32
0.8.4.3.2	2	0	8	4	3	32.00	23.80	90.00	2.32
0.8.4.3.3	3	0	8	4	3	32.00	23.82	90.00	2.32
0.8.4.3.4	4	0	8	4	3	32.00	23.82	90.00	2.32
0.8.4.4.1	1	0	8	4	4	32.00	31.75	90.00	2.32
0.8.4.4.2	2	0	8	4	4	32.00	31.75	90.00	2.32
0.8.4.5.1	1	0	8	4	5	32.00	39.72	90.00	2.32
0.8.5.2.1	1	0	8	5	2	40.00	15.83	90.00	2.32
0.8.5.2.2	2	0	8	5	2	40.00	15.83	90.00	2.32
0.8.5.2.3	3	0	8	5	2	40.00	15.80	90.00	2.32
0.8.5.2.4	4	0	8	5	2	40.00	15.77	90.00	2.32
0.8.5.3.1	1	0	8	5	3	40.00	23.74	90.00	2.32
0.8.5.3.2	2	0	8	5	3	40.00	23.76	90.00	2.32
0.8.5.3.3	3	0	8	5	3	40.00	23.69	90.00	2.32
0.8.5.3.4	4	0	8	5	3	40.00	23.66	90.00	2.32
0.8.5.4.1	1	0	8	5	4	40.00	31.78	90.00	2.32
0.8.5.5.1	1	0	8	5	5	40.00	40.89	90.00	2.32
90.8.2.2.1	1	90	8	2	2	16.00	15.73	90.00	2.32
90.8.2.2.2	2	90	8	2	2	16.00	15.78	90.00	2.32
90.8.2.2.3	3	90	8	2	2	16.00	15.79	90.00	2.32
90.8.2.3.1	1	90	8	2	3	16.00	23.74	90.00	2.32
90.8.2.3.2	2	90	8	2	3	16.00	23.71	90.00	2.32
90.8.2.3.3	3	90	8	2	3	16.00	23.76	90.00	2.32

Tabulka 12.1 – pokračování z předchozí stránky

označení vzorku	č. vzorku v sérii	θ [°]	D [mm]	E/D [-]	W/D [-]	E [mm] (skutečná hodnota)	W [mm] (skutečná hodnota)	L [mm]	H [mm]
90_8_2_3_4	4	90	8	2	3	16.00	23.74	90.00	2.32
90_8_2_4_1	1	90	8	2	4	16.00	31.76	90.00	2.32
90_8_2_4_2	2	90	8	2	4	16.00	31.73	90.00	2.32
90_8_2_5_1	1	90	8	2	5	16.00	39.76	90.00	2.32
90_8_3_2_1	1	90	8	3	2	24.00	15.82	90.00	2.32
90_8_3_2_2	2	90	8	3	2	24.00	15.81	90.00	2.32
90_8_3_3_1	1	90	8	3	3	24.00	23.83	90.00	2.32
90_8_3_3_2	2	90	8	3	3	24.00	23.76	90.00	2.32
90_8_3_3_3	3	90	8	3	3	24.00	23.78	90.00	2.32
90_8_3_3_4	4	90	8	3	3	24.00	23.78	90.00	2.32
90_8_3_4_1	1	90	8	3	4	24.00	31.77	90.00	2.32
90_8_3_4_2	2	90	8	3	4	24.00	31.79	90.00	2.32
90_8_3_5_1	1	90	8	3	5	24.00	39.80	90.00	2.32
90_8_4_2_1	1	90	8	4	2	32.00	15.83	90.00	2.32
90_8_4_2_2	2	90	8	4	2	32.00	15.85	90.00	2.32
90_8_4_2_3	3	90	8	4	2	32.00	15.82	90.00	2.32
90_8_4_2_4	4	90	8	4	2	32.00	15.84	90.00	2.32
90_8_4_3_1	1	90	8	4	3	32.00	23.78	90.00	2.32
90_8_4_3_2	2	90	8	4	3	32.00	23.73	90.00	2.32
90_8_4_3_3	3	90	8	4	3	32.00	23.80	90.00	2.32
90_8_4_3_4	4	90	8	4	3	32.00	23.79	90.00	2.32
90_8_4_4_1	1	90	8	4	4	32.00	31.80	90.00	2.32
90_8_4_4_2	2	90	8	4	4	32.00	31.76	90.00	2.32
90_8_4_5_1	1	90	8	4	5	32.00	39.78	90.00	2.32
90_8_5_1.3_1	1	90	8	5	1	40.00	10.60	90.00	2.32
90_8_5_1.3_2	2	90	8	5	1	40.00	10.68	90.00	2.32
90_8_5_1.3_3	3	90	8	5	1	40.00	10.73	90.00	2.32
90_8_5_1.3_4	4	90	8	5	1	40.00	10.58	90.00	2.32

Tabulka 12.1 – pokračování z předchozí stránky

označení vzorku	č. vzorku v sérii	θ [°]	D [mm]	E/D [-]	W/D [-]	E [mm] (skutečná hodnota)	W [mm] (skutečná hodnota)	L [mm]	H [mm]
90_8_5_2.4_1	1	90	8	5	2	40.00	18.80	90.00	2.32
90_8_5_2.4_2	2	90	8	5	2	40.00	18.80	90.00	2.32
90_8_5_2.3_3	3	90	8	5	2	40.00	18.73	90.00	2.32
90_8_5_2.4_4	4	90	8	5	2	40.00	18.88	90.00	2.32
90_8_5_3.3_1	1	90	8	5	3	40.00	26.74	90.00	2.32
90_8_5_3.3_2	2	90	8	5	3	40.00	26.68	90.00	2.32
90_8_5_4.3_1	1	90	8	5	4	40.00	34.74	90.00	2.32
90_12_1_1.5_1	1	90	12	1	1.5	12.10	17.71	90.00	2.32
90_12_1_1.5_2	2	90	12	1	1.5	12.10	17.80	90.00	2.32
90_12_1_1.5_3	3	90	12	1	1.5	12.10	17.75	90.00	2.32
90_12_1_1.5_4	4	90	12	1	1.5	12.10	17.80	90.00	2.32
90_12_1_2.0_1	1	90	12	1	2.0	12.10	23.81	90.00	2.32
90_12_1_2.0_2	2	90	12	1	2.0	12.10	23.81	90.00	2.32
0_12_1_1.5_1	1	0	12	1	1.5	12.10	17.87	90.00	2.32
0_12_1_1.5_2	2	0	12	1	1.5	12.10	17.89	90.00	2.32
0_12_1_2.0_1	1	0	12	1	2.0	12.10	23.85	90.00	2.32
0_12_1_2.0_2	2	0	12	1	2.0	12.10	23.93	90.00	2.32
0_12_2_1.5_1	1	0	12	2	1.5	24.00	17.89	90.00	2.32
0_12_2_1.5_2	2	0	12	2	1.5	24.00	17.75	90.00	2.32
0_12_2_2.0_1	1	0	12	2	2.0	24.00	23.95	90.00	2.32
0_12_2_2.0_2	2	0	12	2	2.0	24.00	23.85	90.00	2.32
90_12_2_1.5_1	1	90	12	2	1.5	24.00	17.80	90.00	2.32
90_12_2_1.5_2	2	90	12	2	1.5	24.00	17.82	90.00	2.32
90_12_2_2.0_1	1	90	12	2	2.0	24.00	23.76	90.00	2.32
90_12_2_2.0_2	2	90	12	2	2.0	24.00	23.82	90.00	2.32

PŘÍLOHA 2: Porovnání experimentů a numerických simulací

Úhel θ značí úhel natočení vnější vrstvy vzhledem k podélné ose

- v případě, že $\theta = 90^\circ$ je výsledná skladba laminátu $[90/45/-45/0]_s$
- v případě, že $\theta = 0^\circ$ je výsledná skladba laminátu $[0/-45/45/90]_s$

Tabulka 12.2: Porovnání experimentů a numerických simulací.

označení vzorku	max. síla exp. [N]	max. síla kritérium <i>max. napětí</i> [N]	chyba vůči exp. [%]	max. síla kritérium <i>Hashin</i> [N]	chyba vůči exp. [%]
0_8_1_2.1	3315.0	5474.3	65.1	4283.7	29.2
0_8_1_2.2	2855.5	5474.3	91.7	4283.7	50.0
0_8_1_2.3	2855.5	5474.3	91.7	4283.7	50.0
0_8_1_3.1	5195.6	5828.1	12.2	4354.4	-16.2
0_8_1_3.2	4846.2	5828.1	20.3	4354.4	-10.1
0_8_1_3.3	5195.0	5828.1	12.2	4354.4	-16.2
0_8_1_3.4	5310.6	5828.1	9.7	4354.4	-18.0
0_8_1_4.1	5359.4	5945.8	10.9	4584.8	-14.5
0_8_1_4.2	5231.2	5945.8	13.7	4584.8	-12.4
0_8_1_5.1	5259.7	6089.3	15.8	4640.5	-11.8
0_8_2_2.1	5861.1	5950.0	1.5	4679.4	-20.2
0_8_2_2.2	5824.4	5950.0	2.2	4679.4	-19.7
0_8_2_2.3	5465.3	5950.0	8.9	4679.4	-14.4

Tabulka 12.2 – pokračování z předchozí stránky

označení vzorku	max. síla exp. [N]	max. síla kritérium <i>max. napětí</i> [N]	chyba vůči exp. [%]	max. síla kritérium <i>Hashin</i> [N]	chyba vůči exp. [%]
0_8_2_3_1	5484.0	6655.1	21.4	4976.9	-9.2
0_8_2_3_2	5544.0	6655.1	20.0	4976.9	-10.2
0_8_2_3_3	5523.6	6655.1	20.5	4976.9	-9.9
0_8_2_3_4	5644.2	6655.1	17.9	4976.9	-11.8
0_8_2_4_2	5785.4	6732.3	16.4	4962.3	-14.2
0_8_2_4_3	6073.9	6732.3	10.8	4962.3	-18.3
0_8_2_5_1	5612.3	6645.8	18.4	5120.6	-8.8
0_8_3_2_1	5668.6	5907.5	4.2	4652.5	-17.9
0_8_3_2_2	5400.7	5907.5	9.4	4652.5	-13.9
0_8_3_3_1	5558.7	6502.6	17.0	4779.7	-14.0
0_8_3_3_2	5565.5	6502.6	16.8	4779.7	-14.1
0_8_3_3_3	5888.0	6502.6	10.4	4779.7	-18.8
0_8_3_3_4	5930.3	6502.6	9.7	4779.7	-19.4
0_8_3_4_1	5457.8	6518.4	19.4	4768.8	-12.6
0_8_3_4_2	5443.7	6518.4	19.7	4768.8	-12.4
0_8_3_5_1	5230.4	6508.2	24.4	4957.3	-5.2
0_8_4_2_1	4880.6	5907.5	21.0	4554.0	-6.7
0_8_4_2_2	5052.9	5907.5	16.9	4554.0	-9.9
0_8_4_2_3	5009.5	5907.5	17.9	4554.0	-9.1
0_8_4_2_4	5136.8	5907.5	15.0	4554.0	-11.3
0_8_4_3_1	5119.7	6511.3	27.2	4780.4	-6.6
0_8_4_3_2	5301.5	6511.3	22.8	4780.4	-9.8
0_8_4_3_3	5265.7	6511.3	23.7	4780.4	-9.2
0_8_4_3_4	5366.7	6511.3	21.3	4780.4	-10.9
0_8_4_4_1	5532.5	6464.8	16.9	4775.6	-13.7
0_8_4_4_2	5381.0	6464.8	20.1	4775.6	-11.3
0_8_4_5_1	5346.4	6506.0	21.7	4925.8	-7.9
0_8_5_2_1	5392.5	5907.5	9.6	4554.0	-15.6

Tabulka 12.2 – pokračování z předchozí stránky

označení vzorku	max. síla exp. [N]	max. síla kritérium <i>max. napětí</i> [N]	chyba vůči exp. [%]	max. síla kritérium <i>Hashin</i> [N]	chyba vůči exp. [%]
0_8_5_2_2	5560.4	5907.5	6.2	4554.0	-18.1
0_8_5_2_3	5316.6	5907.5	11.1	4554.0	-14.3
0_8_5_2_4	5238.4	5907.5	12.8	4554.0	-13.1
0_8_5_3_2	6042.2	6502.3	7.6	4764.1	-21.2
0_8_5_3_3	5822.8	6502.3	11.7	4764.1	-18.2
0_8_5_3_4	6008.6	6502.3	8.2	4764.1	-20.7
0_8_5_4_1	5622.2	6463.3	15.0	4775.1	-15.1
0_8_5_5_1	5577.3	6539.8	17.3	4997.5	-10.4
90_8_1_2_1	2635.4	5441.3	106.5	4219.2	60.1
90_8_1_2_2	3229.3	5441.3	68.5	4219.2	30.7
90_8_1_2_3	2581.2	5441.3	110.8	4219.2	63.5
90_8_1_3_1	4562.6	5806.1	27.3	4395.1	-3.7
90_8_1_3_2	5344.0	5806.1	8.6	4395.1	-17.8
90_8_1_3_3	4967.1	5806.1	16.9	4395.1	-11.5
90_8_1_3_4	4858.6	5806.1	19.5	4395.1	-9.5
90_8_1_4_1	5395.4	5912.2	9.6	4509.5	-16.4
90_8_1_4_2	5434.1	5912.2	8.8	4509.5	-17.0
90_8_1_5_1	5661.4	5933.8	4.8	4566.3	-19.3
90_8_2_2_1	6103.7	5984.4	-2.0	4868.1	-20.2
90_8_2_2_2	5914.7	5984.4	1.2	4868.1	-17.7
90_8_2_2_3	6240.5	5984.4	-4.1	4868.1	-22.0
90_8_2_3_1	5941.2	6840.3	15.1	5039.4	-15.2
90_8_2_3_2	6138.8	6840.3	11.4	5039.4	-17.9
90_8_2_3_3	5798.8	6840.3	18.0	5039.4	-13.1
90_8_2_3_4	5921.5	6840.3	15.5	5039.4	-14.9
90_8_2_4_1	5750.7	6913.7	20.2	5136.0	-10.7
90_8_2_4_2	5813.9	6913.7	18.9	5136.0	-11.7
90_8_2_5_1	5552.9	6895.4	24.2	5187.5	-6.6

Tabulka 12.2 – pokračování z předchozí stránky

označení vzorku	max. síla exp. [N]	max. síla kritérium <i>max. napětí</i> [N]	chyba vůči exp. [%]	max. síla kritérium <i>Hashin</i> [N]	chyba vůči exp. [%]
90_8.3.2.1	5433.8	5969.3	9.9	4854.7	-10.7
90_8.3.2.2	5848.3	5969.3	2.1	4854.7	-17.0
90_8.3.3.1	5722.8	6656.9	16.3	4961.8	-13.3
90_8.3.3.2	5685.2	6656.9	17.1	4961.8	-12.7
90_8.3.3.3	5343.0	6656.9	24.6	4961.8	-7.1
90_8.3.3.4	5729.3	6656.9	16.2	4961.8	-13.4
90_8.3.4.1	5619.2	6671.8	18.7	5000.4	-11.0
90_8.3.4.2	5563.5	6671.8	19.9	5000.4	-10.1
90_8.3.5.1	5640.7	6728.4	19.3	5082.5	-9.9
90_8.4.2.1	5590.6	5969.3	6.8	4854.7	-13.2
90_8.4.2.2	5901.1	5969.3	1.2	4854.7	-17.7
90_8.4.2.3	5577.5	5969.3	7.0	4854.7	-13.0
90_8.4.2.4	5710.0	5969.3	4.5	4854.7	-15.0
90_8.4.3.1	4682.6	6632.0	41.6	4962.8	6.0
90_8.4.3.2	5545.6	6632.0	19.6	4962.8	-10.5
90_8.4.3.3	5320.9	6632.0	24.6	4962.8	-6.7
90_8.4.4.1	5754.6	6655.4	15.7	5013.3	-12.9
90_8.4.4.2	5672.5	6655.4	17.3	5013.3	-11.6
90_8.4.5.1	5950.0	6681.7	12.3	4984.2	-16.2